

Eigenspannungen und Dehnungen bei gekoppelten, solar-thermisch induzierten Temperatur- und Feuchtefeldern

Von der Fakultät für Mathematik, Naturwissenschaften und Informatik
der Brandenburgischen Technischen Universität Cottbus

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Naturwissenschaften
(Dr. rer. nat.)

genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Diplom-Physiker

Ulrich Fischer

geboren am 23.7.1957 in Magdeburg

Gutachter: Prof. Dr. rer. nat. habil. Harald Rogaß
Prof. Dr.-Ing. habil. Peter Häupl
Prof. Dr. rer. nat. habil. Michael Fröhner

Tag der mündlichen Prüfung: 7. Juni 2002

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Angewandte Physik/Thermophysik der Brandenburgischen Universität Cottbus.

Für die Betreuung, die kritischen Anregungen sowie wertvollen Ratschläge, die sehr zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben, bedanke ich mich herzlich beim Leiter des Lehrstuhls, Herrn Prof. H. Rogaß.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. P. Häupl und Herrn Prof. M. Fröhner für die Begutachtung der Arbeit sowie die fruchtbaren Diskussionen.

Gleichzeitig möchte ich mich auch bei allen Kolleginnen und Kollegen des Lehrstuhls für Angewandte Physik/Thermophysik für die jederzeit hilfreiche und gute Unterstützung bei vielen Versuchen und Messungen bedanken, ohne die diese Arbeit nicht möglich geworden wäre.

Cottbus, im Juni 2002

Ulrich Fischer

Zusammenfassung

In dieser Arbeit wird das Spannungs- und Dehnungsverhalten poröser Materialien infolge von gleichzeitig auftretenden gekoppelten Temperatur- und Feuchtefeldern untersucht.

Es wird gezeigt, dass feuchtebelastete poröse Materialien im Gegensatz zu temperaturbelasteten prinzipiell fast immer (mit Ausnahme des Zustandes der Feuchtegleichverteilung) Eigenspannungen aufweisen. Die Ursache ist der nichtlineare Zusammenhang des hygrischen Ausdehnungskoeffizienten mit der Materialfeuchte.

Auf der Grundlage von laborativen Messungen von Materialkennwerten, insbesondere des hygrischen Ausdehnungskoeffizienten, werden am Beispiel transparent gedämmter Wände unter natürlichen Klimarandbedingungen die hygrisch und thermisch induzierten zweidimensionalen Dehnungs- und Spannungszustände mit analytischen und FE-Methoden berechnet und anschließend an Versuchsaufbauten durch Messungen verifiziert.

Abstract

The stress and strain behaviour of porous materials due to the simultaneous appearance of coupled temperature and moisture fields is investigated within the present thesis.

It is shown theoretically, that moisture loaded porous materials in contradiction to temperature loaded materials feature in most cases (with exception of uniform moisture distribution) stresses. The reason is the non-linear dependence of the hygric expansion coefficient on the material moisture content.

Measurements of hygric, thermal and mechanical material data, especially of the hygric expansion coefficient, were performed in laboratory. Based on these data the two-dimensional hygric and thermal induced stresses and strains of transparent insulated walls under the influence of natural climate were calculated with analytic and FE-methods. The computation results were verified with measurements on real test-walls.

Inhaltsverzeichnis

1	PROBLEMSTELLUNG UND ZIELSETZUNG	3
1.1	Das Problem von Eigenspannungen und Dehnungen bei gekoppelten Temperatur- und Feuchtefeldern.....	3
1.2	Literaturübersicht.....	4
1.3	Ziel der Dissertation	8
2	THEORETISCHE BETRACHTUNGEN ZU HYGRISCH UND THERMISCH INDUZIERTEN EIGENSPANNUNGEN UND DEHNUNGEN	9
2.1	Der dreidimensionale Spannungszustand.....	9
2.2	Thermische und hygrische Ausdehnung von festen Körpern	10
2.3	Eigenspannungen und Dehnungen bei instationären Feuchte- und Temperaturfeldern.....	12
2.4	Eigenspannungsfreie Zustände bei Temperaturfeldern.....	15
2.5	Eigenspannungsfreie Zustände bei Feuchtefeldern	16
2.6	Zweidimensionale spannungsfreie Temperatur- und Feuchtefelder.....	19
2.7	Zusammenfassung.....	20
3	LABORATIVE UNTERSUCHUNGEN ZU STOFFKENNWERTEN.....	22
3.1	Feuchteabhängige Wärmeleitfähigkeit	23
3.1.1	Grundlagen und Messapparatur	23
3.1.2	Messergebnisse	24
3.2	Hygrische Stoffkennwerte	26
3.2.1	Wasserdampfdiffusionswiderstandskoeffizient.....	26
3.2.2	Sorptionsisotherme	28
3.3	Thermische Ausdehnung	32
3.4	Hygrische Ausdehnung	33
3.4.1	Versuchsanordnung und Versuchsdurchführung.....	33
3.4.2	Ergebnisse	35
3.4.2.1	Kalksandstein	35
3.4.2.2	Ziegel.....	39
3.4.2.3	Klinker	41
3.4.2.4	Kalk-Zement-Maschinen-Putz	41
3.5	Zugfestigkeit.....	43

4	EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN AN TESTWÄNDEN	47
4.1	Die Funktionsweise der transparenten Wärmedämmung (TWD)	47
4.2	Experimentelle Untersuchungen an der TWD-Testwand 1	48
4.2.1	Aufbau der Testwand 1	48
4.2.2	Messergebnisse	50
4.2.2.1	Thermische Messungen	50
4.2.2.2	Hygrische Messungen	56
4.2.2.3	Mechanische Messungen	58
4.2.3	Diskussion der Messergebnisse	62
4.3	Experimentelle Untersuchungen an der TWD-Testwand 2	63
4.3.1	Aufbau der Testwand 2	63
4.3.2	Messergebnisse	69
4.3.2.1	Thermische Messungen	69
4.3.2.2	Hygrische Messungen	73
4.3.2.3	Mechanische Messungen	77
4.3.3	Diskussion der Messergebnisse	81
5	BERECHNUNGEN ZU HYGRISCH UND THERMISCH INDUZIERTEN SPANNUNGSZUSTÄNDEN	84
5.1	Die Implementation der hygrischen Dehnung bei dem FEM-Programm Abaqus	84
5.2	Idealisierte Voruntersuchungen eindimensionaler Probleme zur Abschätzung der Größenordnung von thermischen und hygrischen Spannungen	86
5.2.1	Analytisches Berechnungsmodell und Stoffkennwerte	86
5.2.2	Ergebnisse	90
5.3	Berechnungen zur TWD-Testwand 1	93
5.3.1	Modellierung und Stoffkennwerte	93
5.3.2	Berechnungsergebnisse und Vergleich mit Messwerten	96
5.4	Berechnungen zur TWD-Testwand 2	104
5.4.1	Modellierung und Stoffkennwerte	104
5.4.2	Berechnungsergebnisse und Vergleich mit Messwerten	106
5.5	Verallgemeinerung der Ergebnisse durch Berechnung weiterer TWD- Varianten	114
5.5.1	Darstellung der Modellvarianten	114
5.5.2	Ergebnisse	116
6	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	122
7	LITERATUR	125

1 Problemstellung und Zielsetzung

1.1 Das Problem von Eigenspannungen und Dehnungen bei gekoppelten Temperatur- und Feuchtefeldern

Festkörper unter dem Einfluss eines Temperaturfeldes erfahren Dehnungen und weisen unter bestimmten Bedingungen thermische Eigenspannungen auf. Der Begriff Eigenspannungen spezifiziert dabei jene Spannungen, die auch ohne das Einwirken äußerer Kräfte bzw. Zwänge auftreten. Thermische Spannungen sind wegen ihrer praktischen Bedeutung umfangreich untersucht worden. Das bezieht sich einerseits auf die Messung des für die Spannungsberechnung erforderlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten, andererseits aber auch auf die Berechnungsmethoden selbst.

Als Ursache für die Dehnung eines festen Körpers und damit gegebenenfalls auch für Spannungen können neben Temperaturänderungen aber auch Änderungen anderer physikalischer Größen in Frage kommen. Als Beispiel seien die Magnetostriktion, d.h. die Längenänderung ferromagnetischer Stoffe im Magnetfeld, oder die Elektrostriktion, d.h. die Längenänderung dielektrischer Materialien im elektrischen Feld, genannt [PARKUS 1]. Bei festen Stoffen, die eine kapillar-poröse Struktur aufweisen, ist die Änderung der Materialfeuchte eine wichtige Dehnungsursache. Sehr viele Stoffe wie z.B. natürliche Gesteine, verschiedene Baustoffe oder technische Kompositmaterialien gehören zu dieser Gruppe.

Die Feuchteänderungen können unter verschiedenen Bedingungen ablaufen. Isotherme Entfeuchtungs- oder Befeuchtungsvorgänge sind ein Fall. Charakteristisch für die Feuchtetransportvorgänge in kapillar-porösen Stoffen ist aber häufig die Tatsache, dass sie durch Temperaturveränderungen hervorgerufen werden. Diese Kopplung von Feuchte- und Wärmetransportvorgängen liegt gerade bei vielen praxisrelevanten Problemen wie etwa dem Verhalten von Materialien unter natürlichen klimatischen Bedingungen oder bei technischen Trocknungsvorgängen vor.

Daher liegt es nahe, auch die Spannungs- und Dehnungszustände infolge von Temperatur- und Feuchtefeldern in festen Stoffen mit der Gefahr von daraus folgenden Materialschäden nicht isoliert, sondern in ihrem Zusammenwirken zu betrachten. Im Gegensatz zu reinen thermischen Spannungsproblemen liegt hier noch umfangreicher Forschungsbedarf vor. Das gleiche gilt auch für die Messmethodik sowie die Messwerte von hygrischen Ausdehnungskoeffizienten kapillar-poröser Materialien als Grundlage zur hygrischen Spannungsberechnung. Auch hier sind gegenüber dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten in der Literatur nur für wenige Stoffen Angaben zu finden.

Als ein typisches praxisrelevantes Problem für Spannungs- und Dehnungszustände infolge gekoppelter Temperatur- und Feuchtefelder behandelt diese Arbeit das Verhalten von Außenwänden hinter einer transparenten Wärmedämmung (TWD). Bei diesem System ermöglicht eine transparente Dämmschicht vor einer Wand die Transmission der Solarstrahlung auf die Wandoberfläche und damit die Erwärmung der Wand. Gleichzeitig vermindert die Dämmschicht wiederum die Wärmeabgabe von der Wand an die Außenluft, so dass dem Innenraum insgesamt Wärmegewinne zugeführt werden.

Die Motivation für die Auswahl dieser Problematik war durch die Tatsache gegeben, dass dieses Materialsystem mit den spezifischen Solarstrahlungs-, Temperatur- und Feuchterandbedingungen besonders die Gefahr von Materialschäden infolge von

thermisch-hygrischen Eigenspannungen birgt. So ist das thermische Verhalten einer transparent gedämmten Wand gegenüber einer opak gedämmten durch höhere Oberflächentemperaturen und größere Temperaturgradienten und deren zeitliche Schwankungen gekennzeichnet. In einer transparent gedämmten Wand können je nach Wanddicke und Rohdichte des Wandmaterials die Oberflächentemperaturen auf Werte über 80°C ansteigen. Die instationären Temperaturfelder erzeugen thermische Dehnungen und selbst bei zwangfreier Lagerung der Wand Temperatureigenspannungen. Damit ergibt sich die Frage nach Schäden, die durch die mechanischen Bewegungen sowie Spannungen verursacht werden können. Überschreitungen der Zugfestigkeitswerte der Materialien innerhalb transparent gedämmter Wände können zu Rissen führen. Die Risschäden sind hinsichtlich ihres Aussehens und ihres Einflusses auf die Standsicherheit der Konstruktion zu beurteilen. Für den eindimensionalen, von Randeffekten ungestörten Fall gibt es zu dieser Problematik bereits Untersuchungen [AL BOSTA 2, AL BOSTA 3]. Für die Mehrzahl der praktischen Anwendungen sind jedoch zweidimensionale Temperatur- und Spannungsberechnungen erforderlich. Auf diese Weise können auch solche Wandregionen besser beurteilt werden, in denen transparent gedämmte Bereiche an opak gedämmte grenzen.

Neben den thermischen Lasten bewirken auch Feuchtigkeitsveränderungen in den Wandmaterialien Dehnen und Schwinden. Diese feuchteinduzierten Materialbewegungen sind in einer transparent gedämmten Wand wegen der beschleunigten hygrischen Transportprozesse für Untersuchungen besonders interessant. Dabei ist diese Problematik nicht nur für sehr feuchte Wände wie z.B. neu aufgemauerte relevant. Die hygrischen Dehnungen sind bei den meisten typischen Baustoffen gerade im hygroskopischen Feuchtebereich am stärksten ausgeprägt [AL BOSTA 2, GERTIS 4]. Dieser Bereich kennzeichnet die Feuchte von Stoffen im Gleichgewicht mit einer Umgebungsluftfeuchte bis ca. 95 % relativer Feuchte. Bei einer transparent gedämmten Wand bewegen sich die durch die solare Einstrahlung bewirkten tagesperiodischen Schwankungen der Materialfeuchte in vielen Anwendungsfällen in diesem hygroskopischen Feuchtebereich. Damit drängt sich auch hier die Frage nach den hygrischen Dehnungen und Spannungen sowie den daraus möglichen Schäden auf.

1.2 Literaturübersicht

Zu Spannungen infolge stationärer und instationärer Temperaturfelder existieren mit [PARKUS 5, BOLEY 6, NOWACKI 7] umfassende Darstellungen der Thematik.

Dem Problem der hygrischen Spannungen in kapillar-porösen Stoffen kann man sich auf zwei Wegen nähern. Der eine Weg geht von der mikroskopischen Betrachtungsweise aus. Hier wird durch Überlegungen zu den Wechselwirkungen der flüssigen Phase mit der porösen Mikrostruktur des Festkörpers sowie zu Effekten der Oberflächenspannung auf die makroskopischen Feuchtedehnungen geschlossen. Die theoretisch berechneten Feuchtedehnungen können dann an den makroskopisch gemessenen überprüft werden [z.B. CARMELIET 10].

Der andere, auch hier verfolgte Weg geht zunächst von einer makroskopischen Messung der feuchteabhängigen hygrischen Dehnung aus. Mit dem daraus gewonnenen hygrischen Ausdehnungskoeffizienten kann dann bei Kenntnis der Feuchteverteilung innerhalb eines Körpers der Spannungszustand berechnet werden.

Die Problematik von thermischen Spannungszuständen in Wandkonstruktionen ist bereits seit längerer Zeit Gegenstand von Untersuchungen. Frühere Arbeiten [REINHARDT 12, GERTIS 13] beschäftigen sich vorrangig mit thermischen

Spannungen bei relativ einfachen geometrischen Verhältnissen, bei denen analytische Näherungslösungen Verwendung fanden. Mit den Möglichkeiten computergestützter FEM-Berechnungen konnten später auch thermische Spannungsprobleme bei komplizierteren Geometrien gelöst werden [KIEßL 14, 15, GERTIS 16, NANNEN 17, FINK 18]. In [GERTIS 4] werden erstmals die Ergebnisse von gekoppelten Feuchte- und Wärmetransportberechnungen als Grundlage für die anschließende analytische Lösung des eindimensionalen hygrothermischen Spannungszustandes bei Gasbeton-Außenbauteilen verwendet. Schließlich erlaubte die Weiterentwicklung validierter Rechenprogramme zum gekoppelten Wärme- und Feuchtetransport auch die Betrachtung des hygrothermischen Spannungszustandes in zweidimensionalen Wandbereichen [MÖLLER 19].

Der spezielle Fall der thermischen Dehnungen und Spannungen bei transparent gedämmten Konstruktionen wird in [AL BOSTA 2] und [AL BOSTA 3] behandelt. In [AL BOSTA 2] wird zunächst theoretisch am Beispiel von Wänden mit einfachen Geometrien und Randbedingungen eine Vorgehensweise zur Ermittlung der Wärmespannungen hinter transparent gedämmten Außenwänden aufgezeigt. Für einige Fälle wird eine Abschätzung für die Entstehung von Rissen gegeben. Diese Betrachtungen basieren allerdings lediglich auf der Annahme von Wärmedehnungen bzw. Verkürzungen in den Wänden. Der sehr wichtige Einfluss von Feuchtedehnungen und Schwinden sowohl im Neubau als auch bei der Altbausanierung wird zwar erwähnt, ohne jedoch in den theoretischen Ableitungen Berücksichtigung zu finden. Die in [AL BOSTA 2] dargestellten experimentellen Ergebnisse der Dehnungsmessungen an einem Versuchshaus zeigen wie erwartet Unterschiede der Beulungen und Dehnungen zwischen opak und transparent gedämmten Bereichen. Das ist sowohl für die mechanischen Messungen im Tagesverlauf als auch für die Langzeitmessungen zutreffend. Die Schäden (z.B. Risse auf der Ostseite des Hauses) konnten aber keinem bestimmten Beanspruchungszustand (thermische Dehnungen - hygrisches Quellen und Schwinden) zugeordnet werden. Das war auch einer der Ausgangspunkte für die Autoren, Dehnungsmessungen an Versuchswänden unter definierten thermischen Randbedingungen durchzuführen. Diese Wandmessungen zeigten eindeutig, dass die Temperaturverformung einer Wand ganz wesentlich von der Feuchtwanderung im Wandquerschnitt abhängt. So wird mitgeteilt, dass bei einer an den horizontalen Rändern eingespannten Wand, die auf der einen Klimakammerseite einem TWD-typischen Tagestemperaturprofil ausgesetzt wurde, die Dehnungen auf der kalten Seite stets größer waren als jene auf der warmen Seite. Das ist die Folge von Feuchtetransportprozessen in der Wand. Hier wird auch experimentell offenkundig, dass Abschätzungen zu Versagenskriterien und Rissbildung bei transparent gedämmten Außenwänden nicht nur Berechnungen des Temperaturfeldes mit den daraus folgenden Temperaturdehnungen, sondern des gekoppelten Temperatur-Feuchtefeldes und der daraus folgenden Temperatur- und Feuchtedehnungen zur Grundlage haben müssen. Die bislang noch nicht berücksichtigte Feuchtedehnung bei der theoretischen Abschätzung von schadensrelevanten Spannungszuständen in [AL BOSTA 2] hat zur Folge, dass ein Vergleich der theoretischen Ergebnisse mit den praktischen Messergebnissen der mechanischen Wandmessungen in der Differenzklimazelle nicht erfolgen konnte.

Diese aufgeworfenen Fragestellungen werden in der vorliegenden Arbeit aufgegriffen.

Eine Reihe wichtiger Veröffentlichungen zu thermischen bzw. hygrothermischen Spannungen bei Außenwandkonstruktionen bzw. Baumaterialien ist in der folgenden Tabelle 1.-1 aufgeführt. Hier ist gleichzeitig übersichtlich dargestellt, wie sich der

experimentelle Teil der vorliegenden Arbeit an den derzeitigen Forschungsstand in Bezug auf die betrachteten Wandgeometrien, die gleichzeitige Behandlung von Temperatur- und Feuchtefeldern als Schadensursache sowie die praktische Validierung anschließt.

Für eine genaue Berechnung der hygrischen Eigenspannungen ist in Analogie zur thermischen Spannungsberechnung die Kenntnis eines hygrischen Ausdehnungskoeffizienten erforderlich. Im Gegensatz zum thermischen Ausdehnungskoeffizienten, der häufig als konstant angesehen werden kann, ist der hygrische Ausdehnungskoeffizient jedoch stark von der Materialfeuchte selbst abhängig. Die Messung des hygrischen Ausdehnungskoeffizienten eines Materials muss daher diese Abhängigkeit berücksichtigen. In der Literatur finden sich zur hygrischen Längenänderung häufig nur Einzelwertangaben wie z.B. Quell- oder Schwindwerte. Auch für die (weitgehend irreversiblen) Anfangsschwindwerte von z.B. Putzen gibt es ausreichende Daten. Es existieren aber nur wenige Messergebnisse der feuchteabhängigen (und reversiblen) Dehnung über einen größeren oder den gesamten Materialfeuchtebereich bis zur freien Sättigung. So wird in [GERTIS 4] die hygrische Längenänderung von Porenbeton aus Schwindversuchen mitgeteilt. Weitere Messergebnisse finden sich für Porenbeton, Kalksandstein, Klinker sowiebruchfrischen natürlichen Sandstein in [MÖLLER 19], für Naturbimsbeton in [SCHUBERT 21], für Porenbeton, Leichtbeton, Mauerziegel, Kalksandstein und Mörtel in [SCHUBERT 22] und für Asbestzement in [ALTMANN 23].

Tabelle 1.-1: Forschungsarbeiten zu thermischen und hygrothermischen Spannungen an Außenwänden

Quelle	Temperaturfeld- berechnung		Feuchtefeld- berechnung		Spannungs- berechnung				mehrschichtig	praktisch validiert	Bemerkungen
					thermisch		hygrisch				
	1dim	2dim	1dim	2dim	1dim	2dim	1dim	2dim			
Reinhardt, H.-W.: Spannungen und Verformungen mehrschichtiger Außenwände zufolge Temperaturänderungen. Betonwerk + Fertigteil-Technik 39(1973), H.4 S.265-269	•					•			•		analytisch; Ermittlung von Schubkräften an den Enden und Normalspannungen an Schichtgrenzen
Gertis, K.: Wärmeeigenspannungen in homogenen Außenbauteilen unter instationärer Temperatureinwirkung. Berichte aus der Bauforschung, Heft 87. Berlin: Verlag Ernst & Sohn 1973	•				•						Besonnung von Gasbetonwänden; Temperatur: Binder-Schmidt; Spannung: eindimensionale analytische Näherung nach Timoshenko/Goodier
Gertis, K.: Hygrische Eigenspannungen und Verformungen von Gasbeton-Außenbauteilen. Die Bautechnik (1975), H.10, S-329-337			•				•				Austrocknung von Gasbetonwänden; Näherung nach Timoshenko/Goodier
Panek, J.: Einfluß von Volumenänderungen auf den Spannungszustand von Leichtbeton-Bauteilen. Betonwerk + Fertigteil-Technik 43(1977), H.2 , S.89-91; H.3, S.143-146 ff.									•		Problem: Produktion von mehrschichtigen Platten(z.B. Keramzit-Leichtbeton); Feuchte- und Temperaturbelastung – aber keine konkrete Angabe, wie sie berechnet wurden.
Kießl, K., Gertis, K.: Wärmeeigenspannungen in mehrschichtigen Außenbauteilen infolge instationärer Temperatureinwirkung. Die Bautechnik (1980), H.2, S.45-53	•					•			•		Schichtaufbau: Normalbeton, Polystyrol
Kießl, K., Gertis, K.: Wärmeeigenspannungen in zweischaligem Mauerwerk mit Schalenfuge auf Grund instationärer Temperatureinwirkung. Bauphysik (1982), H.3, S.95 ff.	•					•					Ergebnis: Fugen in der Vormauerschale ungünstig
Gertis, K, Kießl, K., Nannen, D., Walk, R.: Wärmeeigenspannungen in Thermohaut-Systemen. Voruntersuchungen unter idealisierten Randbedingungen. Die Bautechnik (1983), H.5 S. 155	•					•					
Nannen, D., Gertis, K.: Thermische Spannungen in Wärmedämmverbundsystemen. Bauphysik 6(1984) H. 4, S126	•					•			•		
Fink, R.: Eigenspannungen in Zweischichtsystemen. Bauphysik 13(1991) H. 3, S85 ff.		•				•			•		2 Schichten, 4 verschiedene Randsysteme, FEM ADINA; keine konkreten Angaben zur Belastung (hygrisch oder thermisch)
Möller, U.: Thermo-hygrische Formänderungen und Eigenspannungen von natürlichen und künstlichen Mauersteinen. Diss. Uni.Stuttgart, 1993		•		•		•		•			Feuchte- und Temperaturfeld: WUFI Spannungsberechnung: ANSYS
Al Bosta, S., Schäfer, K.: Transparent gedämmte Altbauten. Schlussbericht zum BMFT-Forschungsvorhaben 0335003P. Heft 3: Statisches Verhalten von transparent gedämmten Außenwänden. Teilbericht des Instituts für Tragwerksentwurf und -konstruktion, Universität Stuttgart, 1993 Al Bosta, S.: Risse im Mauerwerk. Werner Verlag, Düsseldorf 1999	•					•					Anwendung auf TWD-Fall; jedoch nur Temperaturlast, theoretische Berechnung (ABAQUS) mechanischer. Spannungen mit Deckenlasten; Berücksichtigung von Mörtelfugen;TWD-Experimente, aber kein Vergleich mit hygrothermischen Spannungsberechnungen
vorliegende Arbeit		•		•		•		•	•	•	

1.3 Ziel der Dissertation

Aus theoretischen Betrachtungen sollen allgemeingültige Aussagen gewonnen werden, unter welchen Bedingungen ein Feuchtefeld spannungsfrei bleibt bzw. Eigenspannungen vernachlässigt werden können, und unter welchen Bedingungen notwendigerweise mit Spannungen gerechnet werden muss.

Weiterhin wird das Ziel verfolgt basierend auf den Ergebnissen von zweidimensionalen Feuchte- und Wärmetransportberechnungen mit genauen Stoffkennwerten und realen Klimarandbedingungen in transparent gedämmten Wandkonstruktionen die hygri- und thermisch induzierten Verformungen und Spannungen zu berechnen, um kritische Spannungszustände zu prognostizieren und zu vermeiden. Es werden sowohl verschiedene Materialkombinationen beim Wandaufbau als auch verschiedenen TWD-Varianten betrachtet.

Die Möglichkeit der Verarbeitung von hygri- und thermischen Ausdehnungskoeffizienten sowie daraus die Berechnung von hygri- und thermischen Spannungen war dazu im FEM-Programm Abaqus einzuarbeiten.

Es ergeben sich zusätzlich Erkenntnisse zum Feuchtehaushalt und zum Trocknungsverhalten verschiedener transparent gedämmter Wandaufbauten.

Zur Bereitstellung von genauen Materialdaten für die Feuchte- und Wärmetransportberechnungen erfolgen laborative Untersuchungen und Messungen zur feuchteabhängigen Wärmeleitfähigkeit und zu hygri- und thermischen Stoffkennwerten.

Eine besonders wichtige Rolle spielt zur Beurteilung der hygri- und thermisch induzierten Spannungen der hygri- und thermische Ausdehnungskoeffizient. Hierfür waren Messeinrichtungen zu konzipieren und aufzubauen und Messungen an verschiedenen Materialien durchzuführen.

Die Berechnungsergebnisse sollten an transparent gedämmten Versuchswänden praktisch überprüft werden. Dazu wurden an Versuchswänden unter natürlichen Klimabedingungen thermische und hygri- und thermische Messungen sowie mechanische Dehnungs- und Beulungsmessungen ausgeführt.

Der Vergleich von Berechnungsergebnissen und Messergebnissen eröffnet dann die Möglichkeit, über die Berechnung des gekoppelten Feuchte- und Wärmetransportes und der darauf aufbauenden FEM- Dehnungs- und Spannungsanalyse an weiteren TWD-Konstruktionsvarianten diese schadensprognostisch einzuschätzen.

Insgesamt steht dann eine Verfahrensweise zur Verfügung, thermisch und hygri- und thermisch induzierte Spannungs- und Dehnungszustände mit gemessenen feuchteabhängigen hygri- und thermischen Ausdehnungskoeffizienten für weitere Stoffe bei verschiedenen physikalisch-technischen Fragestellungen zu ermitteln.

2 Theoretische Betrachtungen zu hygri- und thermisch induzierten Eigenspannungen und Dehnungen

2.1 Der dreidimensionale Spannungszustand

Zunächst sollen einige wichtige Begriffe und Gleichungen der Elastizitätstheorie, die im Weiteren Verwendung finden, angegeben und erläutert werden.

Es wird dazu einen homogenen isotropen Körper betrachtet, der (aufgrund einer noch nicht spezifizierten Ursache) eine Verformung erfährt. Ein Punkt P des Körpers mit den Koordinaten x , y und z erfahre dabei die Verschiebungen $u(x,y,z)$ in x -Richtung, $v(x,y,z)$ in y -Richtung sowie $w(x,y,z)$ in z -Richtung. Die Dehnungen ε und Winkelverzerrungen γ an einer Stelle innerhalb des Körpers sind dann gegeben durch

$$\begin{aligned}\varepsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x} & \varepsilon_y &= \frac{\partial v}{\partial y} & \varepsilon_z &= \frac{\partial w}{\partial z} & \text{und} \\ \gamma_{xy} &= \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} & \gamma_{yz} &= \frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} & \gamma_{zx} &= \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x}.\end{aligned}\quad (2.-1)$$

Sind die Verschiebungen u , v und w vorgegeben, so können wegen (2.-1) die Dehnungen und Winkelverzerrungen nicht willkürlich voneinander gewählt werden. Beziehungen zwischen den Dehnungen und Winkelverzerrungen liefern direkt die Gleichungen (2.-1) durch zweimalige Differenziation der Winkelverzerrungen und Ersetzen der Verschiebungen durch die Dehnungen:

$$\begin{aligned}\frac{\partial^2 \gamma_{xy}}{\partial x \partial y} &= \frac{\partial^2 \varepsilon_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_y}{\partial x^2} \\ \frac{\partial^2 \gamma_{yz}}{\partial y \partial z} &= \frac{\partial^2 \varepsilon_z}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_y}{\partial z^2} \\ \frac{\partial^2 \gamma_{zx}}{\partial z \partial x} &= \frac{\partial^2 \varepsilon_x}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_z}{\partial x^2}.\end{aligned}\quad (2.-2)$$

Werden weiterhin jeweils 2 Winkelverzerrungen von (2.-1) summiert und in folgender Weise die partiellen Ableitungen gebildet

$$\frac{\partial^2 \gamma_{xy}}{\partial x \partial z} + \frac{\partial^2 \gamma_{zx}}{\partial x \partial y} = \frac{\partial^3 u}{\partial x \partial y \partial z} + \frac{\partial^3 v}{\partial x^2 \partial z} + \frac{\partial^3 u}{\partial x \partial y \partial z} + \frac{\partial^3 w}{\partial x^2 \partial y}\quad (2.-3)$$

so ergibt sich daraus

$$2 \frac{\partial^2 \varepsilon_x}{\partial y \partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left(-\frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x} + \frac{\partial \gamma_{zx}}{\partial y} + \frac{\partial \gamma_{xy}}{\partial z} \right)$$

und mit zyklischer Vertauschung der Indizes

$$2 \frac{\partial^2 \varepsilon_y}{\partial x \partial z} = \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x} - \frac{\partial \gamma_{zx}}{\partial y} + \frac{\partial \gamma_{xy}}{\partial z} \right) \quad (2.-4)$$

$$2 \frac{\partial^2 \varepsilon_z}{\partial x \partial y} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x} + \frac{\partial \gamma_{zx}}{\partial y} - \frac{\partial \gamma_{xy}}{\partial z} \right).$$

Die 6 Gleichungen (2.-2) und (2.-4) werden Kompatibilitäts- bzw. Verträglichkeitsbedingungen genannt.

2.2 Thermische und hygrische Ausdehnung von festen Körpern

Im allgemeinsten Fall kann die infinitesimale Dehnungsänderung eines festen Körpers infolge einer kleinen Änderung einer Einflussgröße G (z.B. Temperatur, Feuchte, Magnetfeld.....) folgendermaßen dargestellt werden:

$$d\varepsilon = \frac{dl}{l_0} = \alpha(G) dG \quad (2.-5)$$

mit

- ε - Dehnung (relative Längenänderung)
- dl - absolute Längenänderung
- l_0 - Ausgangslänge
- $\alpha(G)$ - Ausdehnungskoeffizient für die Größe G .

Die gesamte relative Längenänderung bei einer Änderung der Größe G ist dann

$$\varepsilon = \int_{G_0}^{G_1} \alpha(G) dG \quad (2.-6)$$

mit

- G_0 - Anfangswert von G
- G_1 - Endwert von G .

Die gesamte absolute Längenänderung Δl ergibt sich zu

$$\Delta l = \varepsilon \cdot l_0. \quad (2.-7)$$

Bei vielen Stoffen kann über einen großen Temperaturbereich der Ausdehnungskoeffizient für die Temperatur als konstant angesehen werden, und es folgt eine lineare Abhängigkeit der relativen Dehnung von der Temperaturänderung

$$\varepsilon_T = \frac{\Delta l}{l_0} = \alpha_T \Delta T \quad (2.-8)$$

mit

- ε_T - gesamte relative Temperaturdehnung
- α_T - linearer Temperatúrausdehnungskoeffizient
- ΔT - Temperaturdifferenz.

Der hygrische Ausdehnungskoeffizient ist im Gegensatz zum Temperaturausdehnungskoeffizienten sehr stark von der Einflussgröße selbst abhängig. Bei kapillar-porösen Baustoffen nimmt der hygrische Ausdehnungskoeffizient in der Regel mit steigender Feuchte ab. Damit sind für die hygrische Dehnung Gleichungen analog (2.-5) und (2.-6) gültig

$$d\varepsilon_H = \frac{dl}{l_0} = \alpha_H(\phi) d\phi \quad (2.-9)$$

mit

- ϕ - Materialfeuchte in Massenprozent
- ε_H - Feuchtedehnung
- dl - absolute Längenänderung
- l_0 - Ausgangslänge
- $\alpha_H(\phi)$ - (physikalischer) hygrischer Ausdehnungskoeffizient.

Die gesamte relative Längenänderung bei einer Änderung der Feuchte ϕ ist dann

$$\varepsilon_H = \int_{\phi_0}^{\phi_1} \alpha_H(\phi) d\phi \quad (2.-10)$$

mit

- ϕ_0 - Anfangsfeuchte
- ϕ_1 - Endfeuchte.

Aus praktischen Gründen und durch Messungen begründet ist es nun sinnvoll, für die Gleichung (2.-10) formal eine analytische Funktion einzuführen. In [MÖLLER 19] wird eine Exponentialfunktion mit drei Koeffizienten benutzt

$$\varepsilon_H = A - B \cdot e^{-C \cdot \phi} \quad (2.-11)$$

Die Koeffizienten A, B und C werden aus Dehnungsexperimenten bestimmt. Mathematisch gibt der Koeffizient A die Verschiebung der Funktion $-B \cdot \exp(-C \cdot \phi)$ entlang der ε_H -Achse und gleichzeitig den asymptotischen ε_H -Endwert an. Der Koeffizient B ist der Schnittpunkt der Funktion $-B \cdot \exp(-C \cdot \phi)$ mit der ε_H -Achse. Die in [MÖLLER 19] angegebene Funktion kann auf zwei Koeffizienten beschränkt werden, wenn in Betracht gezogen wird, dass jede physikalisch sinnvolle Ausdehnungskurve durch den Koordinatenursprung gehen muss. Diese Bedingung wird nur erfüllt, wenn $A=B$ gilt. Der Koeffizient A hat dann die Bedeutung der maximalen hygrischen Dehnung ε_{HS} bei freier Wassersättigung. Der Koeffizient C gibt an, wie steil die

Ausdehnungskurve verläuft. Je größer der Koeffizient C ist, desto steiler verläuft die hygische Ausdehnungskurve. Damit vereinfacht sich (2.-11) zu

$$\varepsilon_H = \varepsilon_{HS} - \varepsilon_{HS} \cdot e^{-C \cdot \phi} = \varepsilon_{HS} (1 - e^{-C \cdot \phi}) \quad (2.-12)$$

mit

- ε_{HS} - maximale hygische Dehnung bei freier Wassersättigung
- C - Steilheit der Ausdehnungskurve.

Mit (2.-9) und (2.-12) ergibt sich dann für den hygischen Ausdehnungskoeffizienten:

$$\alpha_H = C \cdot \varepsilon_{HS} \cdot e^{-C \cdot \phi} \quad (2.-13)$$

Der mit (2.-9) definierte und nach (2.-13) zu berechnende hygische Ausdehnungskoeffizient ist der physikalische (differenzielle) hygische Ausdehnungskoeffizient. In der dilatometrischen Messtechnik sind wegen der besseren Vergleichbarkeit für die thermische Ausdehnung aber sogenannte technische Ausdehnungskoeffizienten üblich. Der technische thermische Ausdehnungskoeffizient $\alpha_T(T)$ bei der Referenztemperatur T_0 ist die Dehnung im Temperaturintervall (T_0, T) bezogen auf die Temperaturdifferenz $T - T_0$. Für die technische hygische Dehnung $\alpha_H^{(T)}(\phi)$ bei der Referenzfeuchte $\phi_0 = 0$ ergibt sich analog

$$\alpha_H^{(T)}(\phi) = \frac{\varepsilon(\phi)}{\phi} = \frac{\int_0^\phi \alpha_H(\phi) d\phi}{\phi} \quad (2.-14)$$

Mit (2.-14) lässt sich der technische aus dem physikalischen Ausdehnungskoeffizienten berechnen.

2.3 Eigenspannungen und Dehnungen bei instationären Feuchte- und Temperaturfeldern

Unter Eigenspannungen werden jene Spannungen in einem Körper verstanden, die ohne äußere Kräfte nur durch den Temperatur- und/oder Feuchtezustand hervorgerufen werden. Prinzipiell ist das Entstehen von Eigenspannungen so vorstellbar, dass wärmere (bzw. feuchtere) Volumenelemente von benachbarten kälteren (bzw. trockeneren) Volumenelementen teilweise an ihrer freien thermischen (bzw. hygischen) Ausdehnung behindert werden. Die behinderten Dehnungsanteile bauen in diesem Fall Druckspannungen auf. Umkehrt können wiederum die kälteren (bzw. trockeneren) Volumenelemente von den wärmeren (bzw. feuchteren) benachbarten Volumenelementen mehr gedehnt werden als im Fall ihrer freien thermischen (bzw. hygischen) Ausdehnung. Es entstehen Zugeigenspannungen.

Die folgenden Überlegungen beziehen sich auf homogene und isotrope Körper. Der thermische Ausdehnungskoeffizient α_T sei unabhängig von der Temperatur, was für viele Materialien hinreichend genau ist. Für die Materialien wird ein elastisches Verhalten angenommen, d. h. es gilt das Hooksche Gesetz. Im eindimensionalen Fall lautet es

$$\varepsilon_x = \frac{\sigma_x}{E} \quad (2.-15)$$

mit

- σ_x - Spannung
- ε_x - Dehnung (relative Längenänderung)
- E - Elastizitätsmodul.

Wird nun ein kleines dreidimensionales Parallelepiped betrachtet, so wird die Spannung σ_x neben der Dehnung in x-Richtung gleichzeitig eine Stauchung in y- und z-Richtung hervorrufen. Diese Stauchungen sind mit entgegengesetztem Vorzeichen ebenfalls proportional zu σ_x

$$\varepsilon_y = -\nu \cdot \frac{\sigma_x}{E} \quad \text{und} \quad \varepsilon_z = -\nu \cdot \frac{\sigma_x}{E} \quad (2.-16)$$

mit

- ν - Querkontraktionszahl (Poissonsche Zahl).

Damit ergibt sich insgesamt für die Dehnungen in den drei Richtungen

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z)] \\ \varepsilon_y &= \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu(\sigma_x + \sigma_z)] \\ \varepsilon_z &= \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)] \end{aligned} \quad (2.-17)$$

Weiterhin bestehen für die Winkelverzerrungen folgende Beziehungen

$$\begin{aligned} \gamma_{xy} &= \frac{1}{G} \tau_{xy} \\ \gamma_{yz} &= \frac{1}{G} \tau_{yz} \\ \gamma_{zx} &= \frac{1}{G} \tau_{zx} \end{aligned} \quad (2.-18)$$

mit

- τ - Schubspannung
- G - Schubmodul.

Die durch die thermischen Eigenspannungen erzeugten Dehnungen müssen nun ebenfalls den Gleichungen (2.-17) gehorchen. Die gesamte Dehnung ist dann die Summe aus freier thermischer Dehnung $\varepsilon_T = \alpha_T \cdot \Delta T$ und freier hygrischer Dehnung

$\varepsilon_H = \int_{\phi_0}^{\phi_1} \alpha_H(\phi) d\phi$ vermindert (im Fall von Druckeigenspannungen) bzw. vermehrt (im Falle von Zugeigenspannungen) um den Dehnungsanteil gemäß Gleichung (2.-17)

$$\begin{aligned}\varepsilon_x &= \alpha_T \cdot \Delta T + \int_{\phi_0}^{\phi_1} \alpha_H(\phi) d\phi + \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z)] \\ \varepsilon_y &= \alpha_T \cdot \Delta T + \int_{\phi_0}^{\phi_1} \alpha_H(\phi) d\phi + \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu(\sigma_x + \sigma_z)] \\ \varepsilon_z &= \alpha_T \cdot \Delta T + \int_{\phi_0}^{\phi_1} \alpha_H(\phi) d\phi + \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)].\end{aligned}\quad (2.-19)$$

Da eine freie thermische oder hygrische Dehnung unmittelbar keine Winkelverzerrungen erzeugt, bleiben die Beziehungen (2.-18) auch beim Vorhandensein von Temperatur- und Feuchtefeldern unbeeinflusst

Die Gleichungen (2.-19) bleiben natürlich auch dann gültig, wenn als Ursache für die Spannungen nicht nur die Temperatur- und Feuchtefelder (\Rightarrow Eigenspannungen), sondern außerdem auch äußere Kräfte zugelassen werden.

Dass die Superposition mehrerer Spannungsanteile, die verschiedene Ursachen haben, gerechtfertigt ist, zeigen folgende Überlegungen. Sämtliche Gleichungen und Differenzialgleichungen (allgemeines Hooksches Gesetz, Gleichgewichtsbedingungen, Kompatibilitätsbedingungen), aus denen ein vollständiger Satz von Bestimmungsgleichungen für gesuchte Spannungs- und Dehnungskomponenten erhalten werden kann, sind linear. Ist zum Beispiel die erste der Gleichgewichtsbedingungen jeweils für die Spannungskomponenten σ_x , τ_{yx} , τ_{zx} bzw. σ'_x , τ'_{yx} , τ'_{zx} erfüllt

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} = 0 \quad \text{bzw.} \quad \frac{\partial \sigma'_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau'_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau'_{zx}}{\partial z} = 0, \quad (2.-20)$$

so gilt das auch für die Addition der jeweiligen Spannungskomponenten

$$\frac{\partial (\sigma_x + \sigma'_x)}{\partial x} + \frac{\partial (\tau_{yx} + \tau'_{yx})}{\partial y} + \frac{\partial (\tau_{zx} + \tau'_{zx})}{\partial z} = 0. \quad (2.-21)$$

Analoge Verhältnisse liegen für die Differenzialgleichungen der Kompatibilitätsbedingungen sowie für das Hooksche Gesetz vor.

Damit ist auch wiederum jede Linearkombination verschiedener Einzellösungen eines Gleichungssystems, welches aus den Gleichgewichtsbedingungen (2.-20), den Kompatibilitätsbedingungen (2.-2) und (2.-4) sowie dem Hookschen Gesetz (2.-17), (2.-18) oder (2.-19) entstanden ist, eine Lösung dieses Gleichungssystems.

Die Gleichungen (2.-19) können dazu dienen, aus Dehnungsmessungen die Eigenspannungen an einer Stelle experimentell zu bestimmen, sofern die

Temperatur- und Feuchteänderung an der betreffenden Stelle sowie die Ausdehnungskoeffizienten α_T und α_H bekannt sind. Bei gewissen Fällen mit einfacher Geometrie ist es auch möglich, die Eigenspannungen nur aus der Kenntnis der Temperatur- und Feuchteänderung zu berechnen. Solch ein Fall wird im Abschnitt 5.2 behandelt.

2.4 Eigenspannungsfreie Zustände bei Temperaturfeldern

Zunächst soll nur der Fall eines Körpers im Temperaturfeld behandelt werden. Es wird im Folgenden dargestellt, welche Bedingungen ein Temperaturfeld erfüllen muss, damit der durch dieses Temperaturfeld bedingte Verformungszustand spannungsfrei bleibt. Es wird dazu vorausgesetzt, dass der Körper frei von äußeren Kräften ist und sich ungehindert verformen kann.

Bei Wegfall der Normalspannungen ergeben die Gleichungen (2.-19)

$$\varepsilon_x = \varepsilon_y = \varepsilon_z = \alpha_T \cdot T. \quad (2.-22)$$

Hierbei bedeutet T eine Temperaturdifferenz zu einer beliebig gewählten Ausgangstemperatur des unverformten und spannungsfreien Ausgangszustandes. Weiterhin führt der Wegfall der Schubspannungen zu der Bedingung, dass die Winkelverzerrungen null sein müssen

$$\gamma_{xy} = \gamma_{yz} = \gamma_{zx} = 0. \quad (2.-23)$$

Durch Einsetzen von (2.-22) in die Kompatibilitätsbedingungen (2.-2) folgt

$$\frac{\partial^2(\alpha T)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2(\alpha T)}{\partial y^2} = 0 \quad \frac{\partial^2(\alpha T)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2(\alpha T)}{\partial z^2} = 0 \quad \frac{\partial^2(\alpha T)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2(\alpha T)}{\partial z^2} = 0. \quad (2.-24)$$

Daraus ergibt sich unmittelbar

$$\frac{\partial^2(\alpha T)}{\partial x^2} = \frac{\partial^2(\alpha T)}{\partial y^2} = \frac{\partial^2(\alpha T)}{\partial z^2} = 0. \quad (2.-25)$$

Handelt es sich um einen homogenen isotropen Körper mit $\alpha = \text{const.}$, so gilt für das Temperaturfeld demzufolge die Laplace-Gleichung

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = 0. \quad (2.-26)$$

Während ein quellfreies stationäres Temperaturfeld der Laplace-Gleichung genügt, ist der Umkehrschluss, dass bei Erfüllung der Laplace-Gleichung auch ein quellfreies und stationäres Temperaturfeld vorliegt, nicht eindeutig. Einsetzen von (2.-26) in die Wärmeleitungsgleichung

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \frac{S}{\rho c} \quad a = \frac{\lambda}{\rho c} \quad (2.-27)$$

mit

- a - Temperaturleitfähigkeit in $\frac{m^2}{s}$
- S - Quelldichte der Wärme in $\frac{J}{m^3 \cdot s}$
- c - spezifische Wärmekapazität in $\frac{J}{kg \cdot K}$
- λ - Wärmeleitfähigkeit $\frac{W}{m \cdot K}$
- ρ - Massendichte

führt zu der Bedingung

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{S}{\rho c} \quad (2.-28)$$

für ein spannungsfreies Temperaturfeld.

Diese Bedingung (2.-28) wird einerseits erfüllt, wenn das Temperaturfeld stationär und quellfrei ist. So würde beispielsweise eine Wand mit unterschiedlich temperierten Oberflächen bei einer stationären Wärmestromdichte keine Eigenspannungen aufweisen, unabhängig davon, wie hoch der Temperaturgradient über den Wandquerschnitt ist. Bei den instationären Temperaturfeldern einer realen Wand treten hingegen prinzipiell immer thermische Eigenspannungen auf.

Die Bedingung (2.-28) wird aber andererseits auch erfüllt, wenn eine konstante, über den gesamten Körper gleichmäßig verteilte Quelldichte S vorliegt. Eine derartige Quelldichte erzeugt eine an jedem Ort des Körpers gleichartig ansteigende Temperatur. Ein praktisches Beispiel ist ein stromdurchflossener Draht mit joulescher Wärme.

Es sei noch angemerkt, dass die aus den Kompatibilitätsbedingungen abgeleiteten Kriterien für ein spannungsfreies Temperaturfeld nur dort hinreichend sind, wo auch die Kompatibilitätsbedingungen hinreichend sind. Das ist der Fall für einen einfach zusammenhängenden Körper [PARKUS 5], d.h. für einen Körper ohne Löcher.

2.5 Eigenspannungsfreie Zustände bei Feuchtefeldern

Welche Aussagen lassen sich nun für den Fall eines Körpers im Feuchtefeld mit hygrischen Dehnungen gewinnen? Soll das Feuchtefeld keine Eigenspannungen bewirken, so ergeben die Gleichungen (2.-19) mit (2.-10) in diesem Fall

$$\varepsilon_x = \varepsilon_y = \varepsilon_z = \int_{\phi_0}^{\phi_1} \alpha_H(\phi) d\phi \quad (2.-29)$$

bzw. bei Annahme des in Abschnitt 3.4 festgestellten nichtlinearen Zusammenhangs $\varepsilon_H = \varepsilon_{HS}(1 - e^{-C \cdot \phi})$ zwischen der hygrischen Dehnung ε_H und der Materialfeuchte ϕ

$$\varepsilon_x = \varepsilon_y = \varepsilon_z = \varepsilon_{HS} (1 - e^{-C\phi}). \quad (2.-30)$$

Die Forderung, dass die Schubspannungen null sein sollen, führt analog zum spannungsfreien Temperaturfeld zu der Bedingung, dass die Winkelverzerrungen verschwinden

$$\gamma_{xy} = \gamma_{yz} = \gamma_{zx} = 0. \quad (2.-31)$$

Werden (2.-30) und (2.-31) wieder in die Kompatibilitätsbedingung (2.-2) ein, so folgt

$$\frac{\partial^2 [\varepsilon_{HS} (1 - e^{-C\phi})]}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 [\varepsilon_{HS} (1 - e^{-C\phi})]}{\partial y^2} = 0 \quad (2.-32a)$$

$$\frac{\partial^2 [\varepsilon_{HS} (1 - e^{-C\phi})]}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 [\varepsilon_{HS} (1 - e^{-C\phi})]}{\partial z^2} = 0 \quad (2.-32b)$$

$$\frac{\partial^2 [\varepsilon_{HS} (1 - e^{-C\phi})]}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 [\varepsilon_{HS} (1 - e^{-C\phi})]}{\partial z^2} = 0. \quad (2.-32c)$$

Die Ausführung der Differenziation führt auf

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} - C \left(\frac{\partial \phi}{\partial x} \right)^2 + \frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} - C \left(\frac{\partial \phi}{\partial y} \right)^2 = 0 \quad (2.-33a)$$

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} - C \left(\frac{\partial \phi}{\partial x} \right)^2 + \frac{\partial^2 \phi}{\partial z^2} - C \left(\frac{\partial \phi}{\partial z} \right)^2 = 0 \quad (2.-33b)$$

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} - C \left(\frac{\partial \phi}{\partial y} \right)^2 + \frac{\partial^2 \phi}{\partial z^2} - C \left(\frac{\partial \phi}{\partial z} \right)^2 = 0. \quad (2.-33c)$$

Hieraus ergibt sich unmittelbar die Gültigkeit der drei Differenzialgleichungen

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} - C \left(\frac{\partial \phi}{\partial x} \right)^2 = 0 \quad (2.-34a)$$

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} - C \left(\frac{\partial \phi}{\partial y} \right)^2 = 0 \quad (2.-34b)$$

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial z^2} - C \left(\frac{\partial \phi}{\partial z} \right)^2 = 0. \quad (2.-34c)$$

Die Gleichungen (2.-34) sind für $\phi(x,y,z)=const.$ sofort erfüllt. Das bedeutet die plausible Tatsache, dass ein gleichmäßig befeuchteter Körper keine Feuchteigenspannungen aufweist.

Weitere Lösungen für (2.-34a) und analog für (2.-34b) und (2.-34c) liefert der Ansatz

$\tilde{\phi} = \frac{\partial \phi}{\partial x}$. Damit wird aus (2.-34a)

$$\frac{\partial \tilde{\phi}}{\partial x} - C \tilde{\phi}^2 = 0 \quad (2.-35)$$

mit der Lösung $\tilde{\phi} = -\frac{1}{Cx + A}$. Es ergibt sich weiter durch einfache Integration

$$\phi = -\frac{1}{C} \ln |Cx + A| + B \quad (2.-36a)$$

und in gleicher Weise für (2.-34b) und (2.-34c)

$$\phi = -\frac{1}{C} \ln |Cy + A| + B \quad \text{und} \quad \phi = -\frac{1}{C} \ln |Cz + A| + B \quad (2.-36b)$$

$$(2.-36c)$$

wenn auch hier wieder angenommen wird, dass das Feuchtefeld ϕ jeweils nur von y bzw. z abhängt. Durch Einsetzen in das Differenzialgleichungssystem (2.-34) wird sofort festgestellt, dass die Summe aus (2.-36a), (2.-36b) und (2.-36c) ebenfalls eine Lösung des Systems darstellt.

Diese Lösung beschreibt den (nichtlinearen) funktionellen Verlauf eines Feuchtefeldes, welches den nichtlinearen funktionellen Zusammenhang des hygri-schen Ausdehnungskoeffizienten von der Materialfeuchte derart „kompensiert“, dass sich für die hygri-sche Dehnung wieder ein linearer Zusammenhang mit dem Ort ergibt. Wird nämlich die erhaltene Lösung für $\phi(x,y,z)$ in die Gleichungen (2.-30) für die Komponenten ε_x , ε_y und ε_z der hygri-schen Dehnung eingesetzt, so folgt jeweils eine lineare Funktion von x, y, und z. Derartige spannungsfreie hygri-sche Dehnungszustände sind mit den spannungsfreien thermischen Dehnungszuständen homogener isotroper Körper bei stationären Temperaturfeldern vergleichbar. Auch hier sind die Komponenten der thermischen Dehnung in x-, y- bzw. z-Richtung jeweils lineare Funktionen der Ortskoordinaten.

(Es ergibt sich z.B. ein spannungsfreier Zustand beim stationären Wärmedurchgang durch eine auf beiden Seiten unterschiedlich temperierte Platte, unabhängig davon, wie groß der Temperaturgradient ist. Die x - und y -Koordinate mögen in der Plattenebene, die z -Richtung senkrecht dazu liegen. Dann nehmen in diesem Fall die x -, y - und z -Komponente der thermischen Dehnung linear in z -Richtung zu.)

Praktisch ist der Fall eines spannungsfreien Feuchtefeldes nach (2.-36a) bis (2.-36c) eher hypothetisch. Die bei hygrischen Transportprozessen auftretenden instationären bzw. sich ergebenden stationären Feuchtefelder sind von einer Reihe von Randbedingungen und Transportkoeffizienten abhängig, so dass sie durch eine geschlossene analytische Lösung der Art (2.-36a) bis (2.-36c) kaum beschrieben werden können. Werden z.B. gemessene Feuchteprofile von trocknenden Proben kapillar-poröser Stoffe (z.B. Porenbeton in [KÜNZEL 36]) verglichen, so ergeben sie zu verschiedenen Zeiten völlig andersartige funktionelle Verläufe.

Die Ausnutzung der Kompatibilitätsbedingungen führt damit zu folgender Aussage: Feuchteinduzierte Dehnungszustände sind bei kapillar-porösen Stoffen in der Regel immer mit Eigenspannungen verbunden. Die Ursache dafür ist der nichtlineare Zusammenhang des hygrischen Ausdehnungskoeffizienten mit der Materialfeuchte.

2.6 Zweidimensionale spannungsfreie Temperatur- und Feuchtefelder

Weitere Bedingungen für einen spannungsfreien Verformungszustand infolge von Temperatur- bzw. Feuchtefeldern können für den zweidimensionalen Fall mit dem Kalkül der konformen Abbildung aus der Funktionentheorie abgeleitet werden.

Dazu wird jeder Punkt (x,y) des zweidimensionalen Körpers als komplexe Zahl $t=x+iy$ in der komplexen Ebene aufgefasst. Im verformten Zustand gehe der Punkt t über in den Punkt $\tau=\xi+i\eta$. Die neuen Koordinaten (ξ,η) ergeben sich aus den alten Koordinaten (x,y) mit den Verschiebungen u in x -Richtung sowie v in y -Richtung zu

$$\xi = x + u \quad \text{sowie} \quad \eta = y + v. \quad (2.-37)$$

Die Bilder 2.-1 und 2.-2 veranschaulichen diesen Fall.

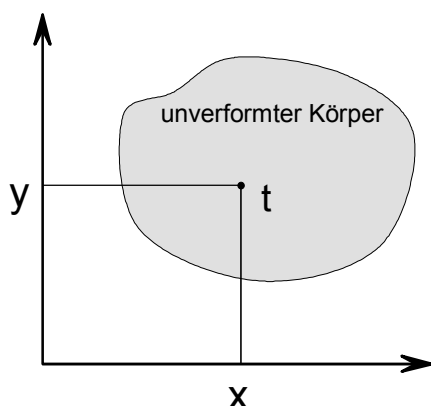


Bild 2.-1: Unverformter zweidimensionaler Körper in der komplexen Ebene

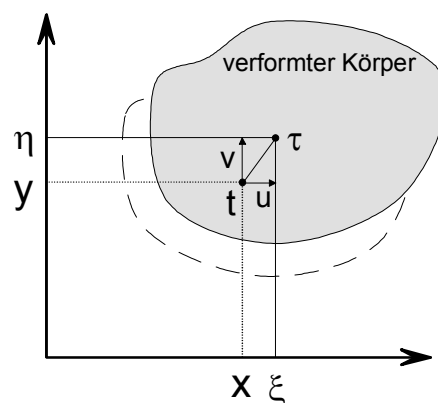


Bild 2.-2: Verformter zweidimensionaler Körper

Die Abbildung aller Punkte t des unverformten Zustandes auf die Punkte τ des verformten Zustandes erfolge durch die Funktion $\omega(t)$. Mit

$$\tau = \xi + i\eta = x + u + i(y + v) = x + iy + u + iv = t + \omega(t), \quad (2.-38)$$

wird ersichtlich, dass $\omega(t)=u(x,y)+iv(x,y)$ selbst komplex sein muss. Lassen sich alle Punkte eines ebenen verformten Zustandes aus dem unverformten durch eine Abbildung mit einer komplexen Funktion $\omega(t)$ erhalten, die außerdem analytisch (bzw. holomorph) ist, so handelt es sich um eine konforme Abbildung [BROWN, CHURCHILL 20]. Das bedeutet, dass sie winkeltreu sowie in kleinsten Teilen maßstabstreu ist. Ein infinitesimal kleines Dreieck geht dann beispielsweise wieder in ein ähnliches Dreieck mit gleichen Winkeln über. Damit gibt es keine Winkelverzerrungen und demzufolge auch keine Eigenspannungen. Ist also die aus den Verschiebungen u (in x -Richtung) und v (in y -Richtung) gebildete komplexe Funktion $\omega(t)=u(x,y)+iv(x,y)$ analytisch, so ist der durch diese Funktion vermittelte zweidimensionale Verformungszustand spannungsfrei. Die sogenannten Cauchy-Riemannschen Differenzialgleichungen

$$\frac{\partial u(x,y)}{\partial x} = \frac{\partial v(x,y)}{\partial y} \quad \text{und} \quad \frac{\partial v(x,y)}{\partial x} = -\frac{\partial u(x,y)}{\partial y} \quad (2.-39)$$

sind ein notwendiges und hinreichendes Kriterium für eine analytische Funktion. Es wird z.B. sofort ersichtlich, dass mit den Gleichungen (2.-22) und (2.-23) für die Dehnungen und Winkelverzerrungen eines spannungsfreien temperaturbedingten Verformungszustandes im zweidimensionalen Fall

$$\varepsilon_x = \varepsilon_y = \alpha_T T \quad \text{und} \quad \gamma_{xy} = 0 \quad (2.-40)$$

mit

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} \quad \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} \quad \gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \quad (2.-41)$$

die Cauchy-Riemannschen Differenzialgleichungen (2.-39) erfüllt sind.

2.7 Zusammenfassung

Ausgehend von Analogiebetrachtungen zu spannungsfreien dreidimensionalen Temperaturfeldern wurde gezeigt, dass ein hygrischer Verformungszustand immer durch Eigenspannungen gekennzeichnet ist. Die wichtigste Ursache ist der nichtlineare Zusammenhang zwischen der hygrischen Dehnung und der Materialfeuchte. In der Argumentation wurde dazu eine Exponentialfunktion für die Darstellung des hygrischen Ausdehnungskoeffizienten angenommen. Im folgenden Abschnitt wird daran anknüpfend durch Messungen verifiziert, dass dieser Ansatz für eine Reihe von kapillar-porösen Baustoffen gültig ist.

Weiterhin wurde begründet, warum bei einem beliebigen Verformungszustand Spannungen und Dehnungen infolge verschiedener Ursachen superponiert werden können. Von dieser Eigenschaft wird bei der Implementation der hygrischen

Dehnung bei der Spannungs- und Dehnungsberechnung Gebrauch gemacht. Die Berechnungsmethode wird anschließend auf praktische Fälle angewendet.

Schließlich wurden allgemeingültige Bedingungen abgeleitet, mit denen im Vorfeld einer umfangreicheren Untersuchung geprüft werden kann, ob ein Verformungszustand spannungsfrei ist.

3 Laborative Untersuchungen zu Stoffkennwerten

Für die Bestimmung einiger für weitere Rechnungen erforderlicher Stoffkennwerte wurde zunächst eine Grundpalette von Baustoffen ausgewählt. Bei der Auswahl sollten zum einen die wichtigsten für eine transparent gedämmte Wand in Frage kommenden Baustoffe und zum anderen die in den Versuchswänden eingesetzten Baustoffe Berücksichtigung finden. Für diese Versuchswände sollte der Vergleich gemessener mit berechneten Daten (insbesondere mechanische Dehnungen und Beulungen) erfolgen. Um für diese praktische Validierung eine Unsicherheitsquelle auszuschließen, wurden auch einige Stoffkennwerten gemessen, obwohl sich bereits Literaturwerte fanden. So wird vermieden, dass die bei typischen Baustoffen vorhandenen Materialstreuungen, die sich in der Streuung der Materialdaten in der Literatur widerspiegeln, das Ergebnis zufällig beeinflussen.

Um dem speziellen Problem der TWD mit höheren Materialtemperaturen Rechnung zu tragen, wurden bei einigen Stoffkennwerten die Messungen auch in Abhängigkeit von der Temperatur oder zumindest bei zwei Temperaturen (Raumtemperatur und 60°C) ausgeführt. Das erfolgte auch dann, wenn das später verwendete Programm zum gekoppelten Feuchte- und Wärmetransport, für das die Kennwerte bereitgestellt werden, die Implementation dieser Abhängigkeit noch nicht erlaubt. Damit stehen dann aber diese Abhängigkeiten für verbesserte Programmversionen bei weiterführenden Untersuchungen bereit.

Die Grundpalette der Baustoffe ist in Tabelle 3.-1 aufgeführt.

Tabelle 3.-1: Palette der untersuchten Baustoffe

Bezeichnung	Roh-dichte (kg/m ³)	Kurz-bez.	Hersteller/ Herkunft/Erläuterungen
Kalksandstein	1760	KS	Kalksandsteinwerk Dissenchen/Cottbus
Klinker	2070	Kli	BTS Keramik Crinitz
Ziegel	1860	Zie	BTS Keramik Crinitz
Sandstein	1940	Sand	Sandsteinverkleidung, BTU-Gebäude (Baujahr 1950), Herkunft unbekannt
Putz- und Mauermörtel	1640	PM	SAKRET Putz- und Mauermörtel PM, Mauermörtel nach DIN 1053 Teil 1 der Mörtelgruppe II, Putzmörtel nach DIN 18550, Teil 1 der Mörtelgruppe P II
Kalk-Zement-Maschinenputz	1300	MAP	SAKRET Kalk-Zement-Maschinenputz MAP, werksgemischter Maschinenputz der Mörtelgruppe P II nach DIN 18550, Körnung 0 –1 mm
Kalk-Zement-Maschinen-Leichtputz	1120	MAP L1	SAKRET Kalk-Zement-Maschinen-Leichtputz MAP L 1 (Maschinen-Außenputz L 1), Werk trockenmörtel der Mörtelgruppe P IIb nach DIN 18557, erfüllt Anforderungen nach DIN 18550, Körnung 0 –1 mm
Beton/Estrich	1850	BE	SAKRET Beton/Estrich BE, Beton B25, Estrich ZE 30/S40, zur Herstellung von Beton und Stahlbeton nach DIN 1045; zur Herstellung von Verbundestrich, schwimmendem Estrich oder Heizestrich nach DIN 18560

3.1 Feuchteabhängige Wärmeleitfähigkeit

Die Feuchte- und Wärmetransportberechnungen erfordern neben einer Reihe weiterer Materialdaten die Kenntnis der Wärmeleitfähigkeit. Bei kapillar-porösen Stoffen hängt diese in der Regel signifikant von der Materialfeuchte ab. Aus diesem Grunde wurde in dieser Arbeit der Methodik der Messung der feuchteabhängigen Wärmeleitfähigkeit besondere Aufmerksamkeit gewidmet.

3.1.1 Grundlagen und Messapparatur

Die Messungen der Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperatur sowie der feuchteabhängigen Wärmeleitfähigkeit wurden mit einer Plattenapparatur nach dem stationären Heat-Flow-Verfahren [RUDTSCH 24, KLARSFELD 25] durchgeführt. Bei dieser Methode wird eine scheibenförmige Probe mit einem Durchmesser von 85 mm zwischen zwei unterschiedlich temperierten Platten einem Temperaturgradienten ausgesetzt. Die Temperierung der Platten erfolgt über mäanderförmige Kanäle, die von Flüssigkeitsthermostaten gespeist werden. Die Temperaturkonstanz der Thermostate wird mit einer Genauigkeit von $\pm 10 \text{ mK}$ geregelt. Die Temperaturdifferenz betrug 10 K . In die Plattenoberflächen sind Wärmeflussmesser sowie Pt-100-Temperatursensoren integriert. Aus der Messung der Wärmestromdichte, der Temperaturdifferenz über der Probe und der Probendicke ergibt sich im stationären Fall unter der Voraussetzung eines homogenen und isotropen Materials die Wärmeleitfähigkeit zu:

$$\lambda = q \frac{d}{\Delta T} \quad (3.-1)$$

mit

- λ - Wärmeleitfähigkeit in $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$
- q - Wärmestromdichte in W/m^2
- ΔT - Temperaturdifferenz in K
- d - Probendicke in m .

Die Messunsicherheit ist kleiner als 5 %. Für die Messung der Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit von der Probenfeuchte ist dafür zu sorgen, dass die Probe während der Messung nicht austrocknen kann. In diesem Falle würden sich keine stationären Temperaturverhältnisse mit konstantem Wärmestrom einstellen können. Eine Zuordnung eines Wärmeleitfähigkeitsmesswertes zu einer bestimmten Probenfeuchte wäre unmöglich. Aus diesem Grunde wurden die Proben nach der Befeuchtung in einseitig aluminiumbeschichtete PE-Folie eingeschweißt und in diesem Zustand vermessen. Die zusätzlichen Wärmewiderstände der beiden Folienschichten zwischen den Probenoberflächen und den temperierten Platten können rechnerisch korrigiert werden. Außerdem wurde durch vergleichende Messungen an einer in Folie eingeschweißten und einer nichteingeschweißten Probe festgestellt, dass der thermische Kurzschluss durch die Folie an den Rändern der Probe vernachlässigbar ist. Ein wichtiger Grund hierfür ist die Tatsache, dass sich diese thermischen Kurzschlüsse hinreichend weit außerhalb der aktiven Messzone der Wärmeflussmesser befinden. Weiterhin ist bei den vorliegenden Materialien mit Wärmeleitfähigkeiten $> 0,5 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ der Wärmewiderstand der Probe hinreichend klein gegenüber dem Wärmewiderstand der seitlichen Folie. Bei Materialien mit niedrigerer Wärmeleitfähigkeit, wie etwa Gasbeton ($\lambda \approx 0,12 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$), wird das Verhältnis dieser Wärmewiderstände ungünstiger. Statt der aluminiumbeschichteten

Folie hat sich hier ein seitlicher, eng anliegender Ring aus Butylkautschuk bewährt [ROGAß et al. 26].

Während der Messung der Wärmeleitfähigkeit einer feuchten Probe kommt es innerhalb der Probe zu einer Feuchteumlagerung. Die Probenfeuchte an der kalten Probenseite steigt, während die Feuchte an der warmen Seite sinkt. Je nach Probendicke und hygrischen Transporteigenschaften des Probenmaterials wird der stationäre Zustand bei der Wärmeleitfähigkeitsmessung einer feuchten Probe erst nach längerer Zeit erreicht. Typische Zeiten sind z.B. für eine 2 cm dicke Gasbetonprobe im hygroskopischen Feuchtebereich ca. 10 Stunden sowie im überhygroskopischen Feuchtebereich 25-35 Stunden.

Durch die ungleiche Feuchteverteilung über den Probenquerschnitt beim stationären Endzustand ist auch die Wärmeleitfähigkeit bei gleicher mittlerer Feuchte von der Dicke der Probe sowie vom Temperaturgradienten über der Probe abhängig. Ein aus einer Einfachmessung bestimmter Wärmeleitfähigkeitswert ist demnach nur mit gleichzeitiger Angabe von Temperaturgradient und Probendicke mit anderen Messwerten vergleichbar.

Weiterhin ist zu beachten, dass der Wärmeleitfähigkeitswert des stationären Endzustandes mit ungleicher Feuchteverteilung kleiner ist als der Wert, der sich ergeben würde, wenn die Feuchte bei gleicher mittlerer Feuchte gleichmäßig über den Probenquerschnitt verteilt wäre. Eine Abschätzung für die Abweichung dieser beiden Werte sowie eine Korrekturprozedur wird in [ROGAß et al. 26] angegeben. Für Gasbeton beträgt der Fehler bei einer Probendicke von 2 cm weniger als 1 %. Eine messtechnisch aufwendigere Verfahrensweise zur Bestimmung der feuchteabhängigen Wärmeleitfähigkeit wird in [SANDBERG 27] beschrieben. Bei diesem Verfahren ist während der Messung in der Plattenapparatur gleichzeitig die Feuchteverteilung über der Probendicke zu messen. Das erscheint allerdings wegen der geringen Ortsauflösung üblicher Verfahren zur Materialfeuchtemessung bei Probendicken von ca. 2 cm wenig praktikabel. Alternativ kann die Feuchteverteilung hier aber auch über eine gekoppelte Feuchte- und Wärmetransportberechnung ermittelt werden. Diese stellt dann aber eine erste Näherung dar, da der erforderliche Materialparameter feuchteabhängige Wärmeleitfähigkeit zunächst noch nicht bekannt und als Schätzwert anzunehmen ist. Eine weitere Methode der feuchteabhängigen Wärmeleitfähigkeitsmessung wird in [RUDTSCH 28] vorgeschlagen. Demnach wird eine Probe jeweils mit gleichem Anfangsfeuchtegehalt mehrfach unter jeweils kleiner werdendem Temperaturgradienten in einer Plattenapparatur vermessen. Es werden sich in der Regel für sinkende Temperaturgradienten steigende Wärmeleitfähigkeitswerte ergeben. Der extrapolierte λ -Wert beim Temperaturgradienten null stellt dann den Wärmeleitfähigkeitswert bei Feuchtegleichverteilung dar. Für den Dämmstoff Calciumsilicat wurde mit dieser Verfahrensweise für einen Feuchtegehalt von 5 Vol.-% ein Fehler durch die Feuchteungleichverteilung von < 5 % ermittelt.

3.1.2 Messergebnisse

Die Messung der feuchteabhängigen Wärmeleitfähigkeit erfolgte in einem Feuchtebereich von völliger Trockenheit bis hin zur freien Wassersättigung. Die Messungen in allen Feuchtebereichen wurden bei einer Temperaturdifferenz von 10 K und einer Probenmittentemperatur von 23 °C ausgeführt. Es wurde der Wärmeleitfähigkeitswert des stationären Endzustandes ermittelt. Die in Abschnitt 3.1.1 erwähnte Korrekturprozedur nach [ROGAß et al. 26] wurde für jedes Material einmal ausgeführt. Da die Korrekturen für die Wärmeleitfähigkeitswerte kleiner als 2 % waren, wurde bei den weiteren Messungen auf die Korrekturprozedur verzichtet.

Die Messergebnisse zeigen die Bilder 3.-1 bis 3.-8. Für alle Baumaterialien bis auf Sandstein ergab sich ein Verlauf der feuchteabhängigen Wärmeleitfähigkeit, der gut mit einer linearen Funktion angenähert werden konnte. In dieser Form ist auch die Implementierung der feuchteabhängigen Wärmeleitfähigkeit im Programm DIM zur gekoppelten Feuchte- und Wärmetransportrechnung [GRUNEWALD 32, 33] möglich. Der jeweils letzte Messpunkt in jeder Grafik entspricht der freien Sättigung. Die Wärmeleitfähigkeit kann hier bis auf etwa das 2-3fache der Trockenwärmeleitfähigkeit ansteigen. Besonders stark ist die Abhängigkeit im gesamten untersuchten Feuchtebereich bei Klinker, Sandstein, Putz- und Mauermörtel sowie Kalksandstein ausgeprägt. Die geringste Abhängigkeit zeigt der Maschinenleichtputz MAPL1.

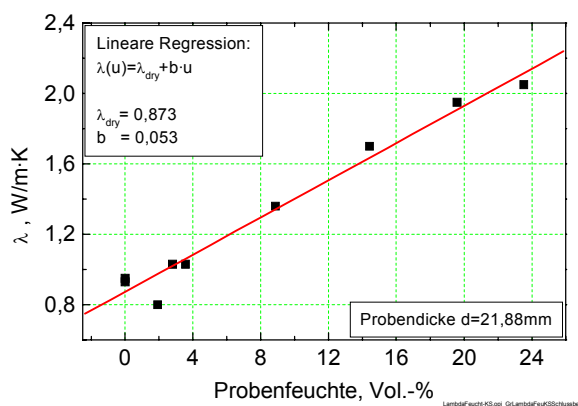


Bild 3.-1: Feuchteabhängige Wärmeleitfähigkeit für Kalksandstein, $\rho_{tr}=1760 \text{ kg/m}^3$

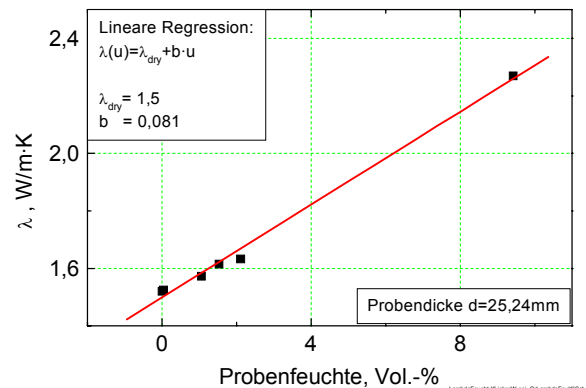


Bild 3.-2: Feuchteabhängige Wärmeleitfähigkeit für Klinker, $\rho_{tr}=2070 \text{ kg/m}^3$

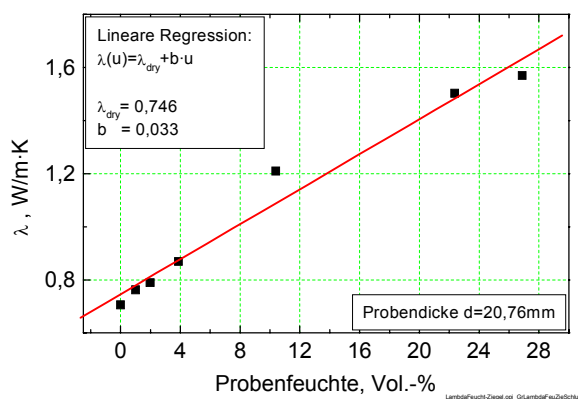


Bild 3.-3: Feuchteabhängige Wärmeleitfähigkeit für Ziegel, $\rho_{tr}=1860 \text{ kg/m}^3$

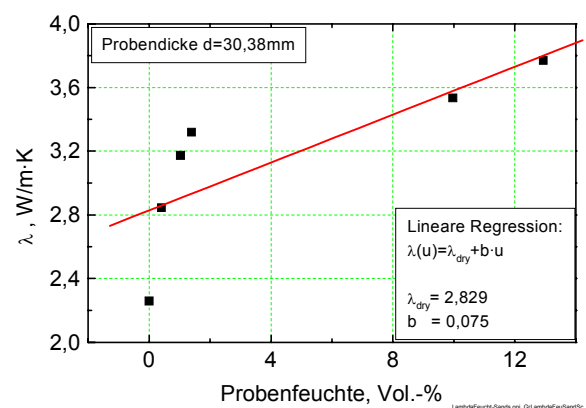


Bild 3.-4: Feuchteabhängige Wärmeleitfähigkeit für Sandstein, $\rho_{tr}=1940 \text{ kg/m}^3$

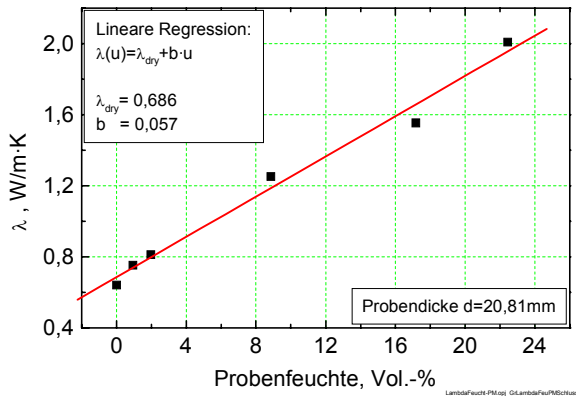


Bild 3.-5: Feuchteabhängige Wärmeleitfähigkeit für Putz- und Mauermörtel PM, $\rho_{\text{tr}} = 1640 \text{ kg/m}^3$

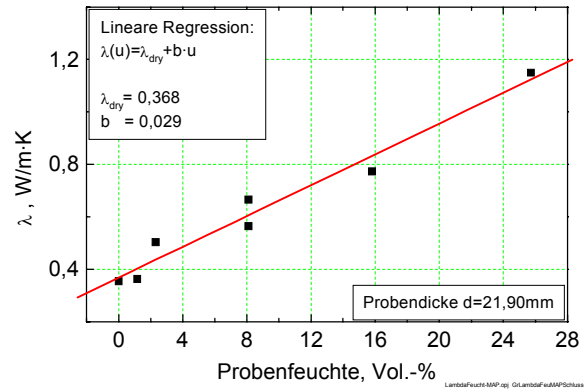


Bild 3.-6: Feuchteabhängige Wärmeleitfähigkeit für Kalk-Zement-Maschinenputz MAP, $\rho_{\text{tr}} = 1300 \text{ kg/m}^3$

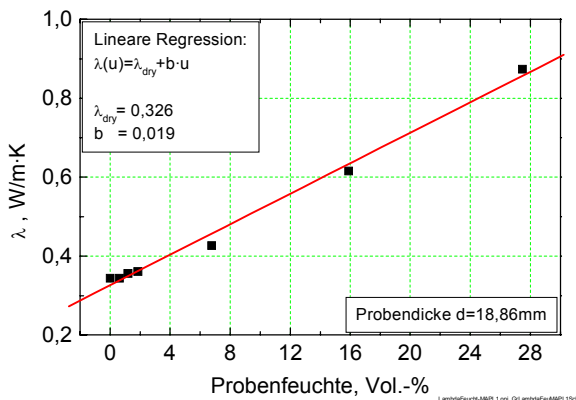


Bild 3.-7: Feuchteabhängige Wärmeleitfähigkeit für Kalk-Zement-Maschinen-Leichtputz MAP L 1, $\rho_{\text{tr}} = 1120 \text{ kg/m}^3$

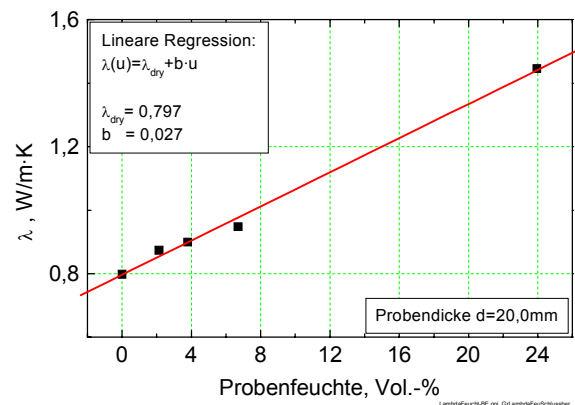


Bild 3.-8: Feuchteabhängige Wärmeleitfähigkeit für Beton/Estrich BE, $\rho_{\text{tr}} = 1850 \text{ kg/m}^3$

3.2 Hygrische Stoffkennwerte

3.2.1 Wasserdampfdiffusionswiderstandskoeffizient

Der Wasserdampfdiffusionswiderstandskoeffizient μ wurde für scheibenförmige Proben bei 23 °C gemäß DIN 52612 bestimmt. Da die Feuchteabhängigkeit des μ -Wertes hinreichend untersucht wurde und Literaturwerte für eine große Palette von Baustoffen zur Verfügung stehen, wurde in der vorliegenden Arbeit der μ -Wert bei 23 °C nur für den Luftfeuchtegradienten zwischen 0 % relativer Feuchte und 50 % relativer Feuchte (Trockenbereichsverfahren) gemessen. Der Probendurchmesser betrug etwa 80 mm. Für die Berechnung der Wasserdampfpartialdruckdifferenz über der Probe wurden die Mittelwerte der relativen Luftfeuchten über den Messzeitraum genommen.

Es wurde weiterhin das Verhalten des μ -Wertes bei erhöhten Temperaturen untersucht. Die Versuchstemperatur wurde auf 60 °C gesetzt. Die Bestimmung des

μ -Wertes für diesen Temperaturbereich gestaltete sich schwieriger und erforderte einige Tests und Änderungen des Versuchsaufbaus. Bei den 23°C-Messungen konnte die Massendifferenz des Probengefäßes rechnergesteuert erfasst werden, da das Probengefäß ständig auf der Waage belassen werden konnte. Der Versuchsaufbau war hier in einem temperierten Labor aufgebaut. Für die μ -Messungen bei 60°C war ein Klimaschrank erforderlich. Sowohl wegen der Vibrationen während des Betriebes des Klimaschranks als auch wegen der oberen Einsatztemperaturgrenze der Waage musste für die Wägung der Versuchsaufbau verändert werden. Die Waage wurde oberhalb des Klimaschranks an der Decke hängend befestigt. Durch diese Anordnung wurden die störenden Vibrationen des Klimaschranks abgekoppelt. Das Probengefäß stand auf einer Waagschale, die wiederum über einen Draht von unten in die Waage einhängt war. Der Draht wurde durch eine Öffnung von ca. 3 mm Durchmesser in der Oberseite des Klimaschranks hindurch geführt. Die Öffnung erlaubte einerseits eine freie Bewegung des Drahtes, war andererseits aber hinreichend klein, um keine Klimaschwankungen in der Kammer zu verursachen. Ein Problem war anfangs, dass sich an der oberen Öffnung Tau bildete, der gelegentlich in sehr kleinen Mengen auf die Probe tropfte. Ein stationärer Diffusionsstrom stellte sich nicht mit ausreichender Genauigkeit ein. Abhilfe wurde dadurch geschaffen, dass direkt unter der oberen Öffnung ein Schirm am Draht angebracht wurde, der das Tropfen auf die Probe verhinderte.

Im Probengefäß wurde mit gesättigter Kaliumchloridlösung eine relative Luftfeuchte von ca. 82 % eingestellt. Die Kaliumchloridlösung bietet den Vorteil, dass auch noch bei hohen Temperaturen mit vergleichsweise geringen Salzmengen eine gesättigte Lösung hergestellt werden kann. Die Umgebungsluftfeuchte wurde mit dem Klimaschrank auf ca. 55 % relativer Feuchte geregelt. Noch tiefere Luftfeuchten im Klimaschrank führten zu einem höheren Dampfdiffusionsstrom. Dieser bewirkte, dass der Flüssigkeitsvorrat im Probengefäß zur Neige ging, noch bevor sich ein konstanter Diffusionsstrom eingestellt hatte. Die Wahl des Luftfeuchtegradienten 55/82 % relativer Feuchte stellt somit einen günstigen Kompromiss dar.

Mit diesem veränderten Versuchsaufbau und den gewählten Randbedingungen konnten reproduzierbare μ -Messwerte bei 60°C gewonnen werden.

Die Messwerte sind in Tabelle 3.-2 aufgeführt. Es ergab sich generell eine höhere Dampfdurchlässigkeit bei 60°C. Selbst wenn der Effekt der höheren Feuchte auf den μ -Wert bei den 60°C-Messungen berücksichtigt wird, verbleibt eine deutliche Temperaturabhängigkeit des μ -Wertes. Das wird am Beispiel von Kalksandstein und Ziegel beim Vergleich mit Messungen aus [KRUS 34] deutlich, der u.a. diese Baustoffe im Feuchtebereich 3/50 % relativer Feuchte und 50/93 % relativer Feuchte vermessen hat. Während bei [KRUS 34] der μ -Wert von Kalksandstein im hohen Feuchtebereich gegenüber dem niedrigen um 36 % sank, liefert die hier vorliegende Messung einen Abfall von 44 %. Beim Ziegel ergibt der Vergleich einen Abfall von 16 % bei Krus gegenüber 19 % bei der eigenen Messung. Dieses Ergebnis steht im Einklang mit der Vorstellung, dass sich durch die Temperaturabhängigkeit der Viskosität von Wasser die Oberflächendiffusion (Feuchtetransport über die adsorbierte Flüssigkeitsschicht an den Kapillarwänden) bei steigender Temperatur erhöht, und damit auch der Messwert von μ sinkt. Ein Effekt in der gleichen Richtung ist auch durch die in [KRISCHER 35] beschriebene Temperaturabhängigkeit des Diffusionskoeffizienten von Wasserdampf in Luft zu erwarten, der in die Bestimmungsgleichung des μ -Wertes einfließt. Am deutlichsten ist der Abfall des μ -Wertes bei den Putzen gemessen worden. Für die ohnehin schon dampfdichteren Materialien wie Klinker und Beton fiel der relative Abfall geringer aus, was angesichts der genannten Gründe für Temperaturabhängigkeit des μ -Wertes plausibel erscheint.

Die Messung des transparenten Putzes des StoTherm Solar TWD-Systems ergab eine diffusionsäquivalente Luftschichtdicke von $s_d=3,41\text{ m}$. Auf Grund der Struktur dieses Putzes lässt sich eine Dicke nur näherungsweise angeben. Bei einer mittleren Dicke von 3,3 mm folgt der in Tabelle 3.-2 aufgeführten μ -Wert von 1033.

Tabelle 3.-2: Wasserdampfdiffusionswiderstandskoeffizient bei 23 °C und 60 °C

Material	μ -Wert 23 °C 0/50 % rel. F.	μ -Wert 60 °C 55/82 % rel. F.
Kalksandstein	16	9
Klinker	31	24
Ziegel	16	13
Sandstein	16	11
SAKRET Putz- und Mauermörtel PM	9	5
SAKRET Kalk-Zement-Maschinenputz MAP	9	4
SAKRET Kalk-Zement-Maschinen-Leichtputz MAP-L1	9	5
SAKRET Beton/Estrich BE	18	14
Sto-Absorberkleber	20	-
transparenter Putz von StoTherm Solar	1033	-

3.2.2 Sorptionsisotherme

Die Messung der Sorptionsisothermen geschah entsprechend prEN ISO 12571. Die Messreihen wurden wiederum bei 23 °C und bei 60 °C jeweils für Adsorption und Desorption ausgeführt. Die Einstellung der relativen Luftfeuchte im Exsikkator erfolgte durch gesättigte Salzlösungen. Die verwendeten Salze sowie die dazugehörigen relativen Luftfeuchten bei 23 °C und 60 °C zeigt Tabelle 3.-3. Die Sorptionskurven sind in den Bildern 3.-9 bis 3.-24 dargestellt.

Tabelle 3.-3: Eingestellte relative Luftfeuchten bei den Sorptionsversuchen

Sorption bei 23 °C		Sorption bei 60 °C	
Salzlösung	rel. Luftfeuchte nach prEN ISO 12571	Salzlösung	rel. Luftfeuchte nach prEN ISO 12571
Lithiumchlorid-lösung	11,3	Lithiumchlorid-lösung	10,95
Magnesiumchlorid-lösung	32,9	Magnesiumchlorid-lösung	29,26
Magnesiumnitrat-lösung	53,49	Natriumbromid-lösung	49,66
Ammoniumsulfat-lösung	81,34	Natriumnitrat-lösung	67,35
Kaliumnitrat-lösung	94,00	Kaliumchlorid-lösung	80,25

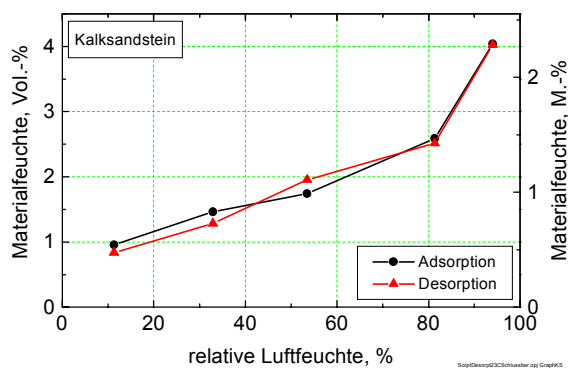


Bild 3.-9: Adsorption und Desorption bei 23 °C für Kalksandstein

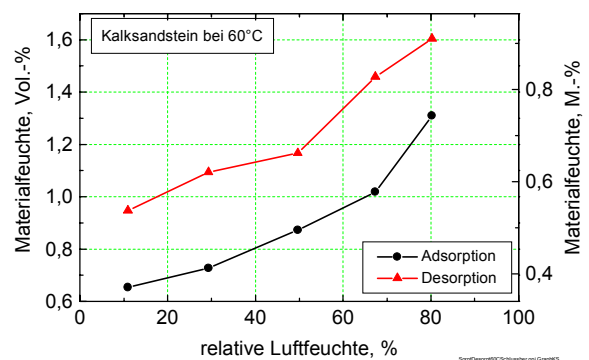


Bild 3.-10: Adsorption und Desorption bei 60 °C für Kalksandstein

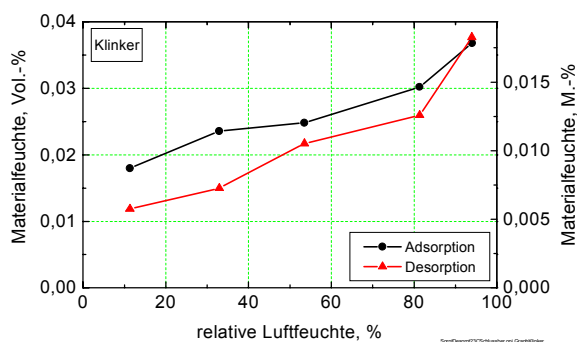


Bild 3.-11: Adsorption und Desorption bei 23 °C für Klinker

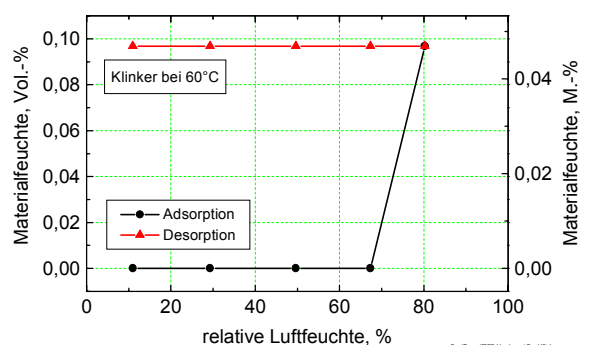


Bild 3.-12: Adsorption und Desorption bei 60 °C für Klinker

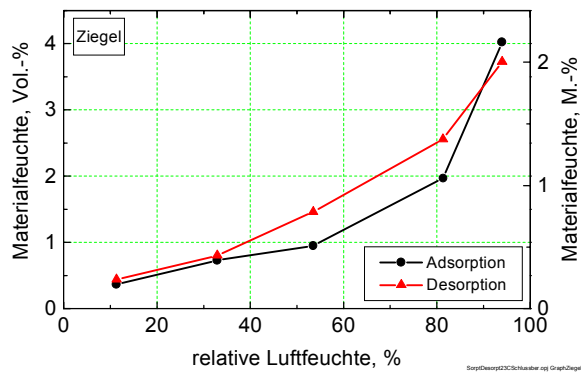


Bild 3.-13: Adsorption und Desorption bei 23°C für Ziegel

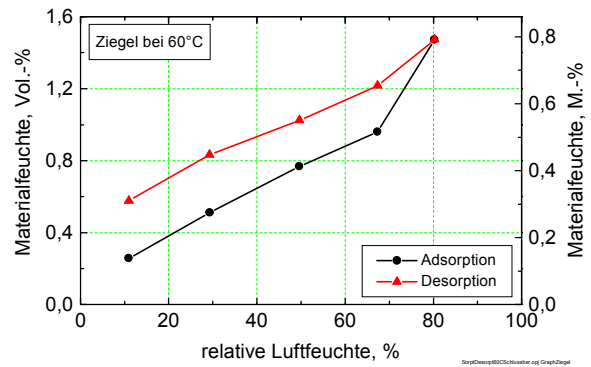


Bild 3.-14: Adsorption und Desorption bei 60°C für Ziegel

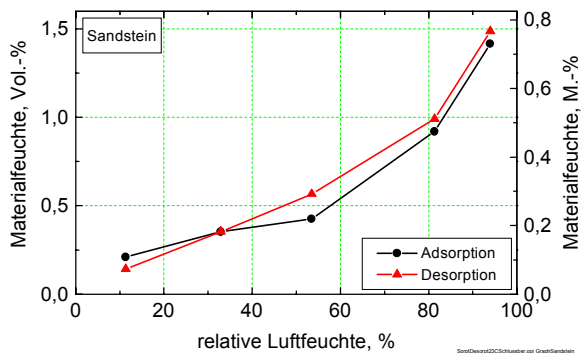


Bild 3.-15: Adsorption und Desorption bei 23°C für Sandstein

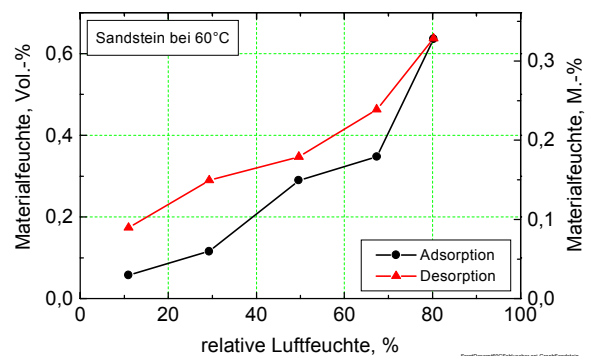


Bild 3.-16: Adsorption und Desorption bei 60°C für Sandstein

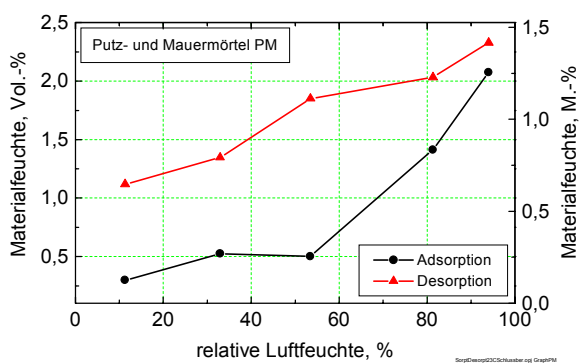


Bild 3.-17: Adsorption und Desorption bei 23°C für Putz- und Mauermörtel PM

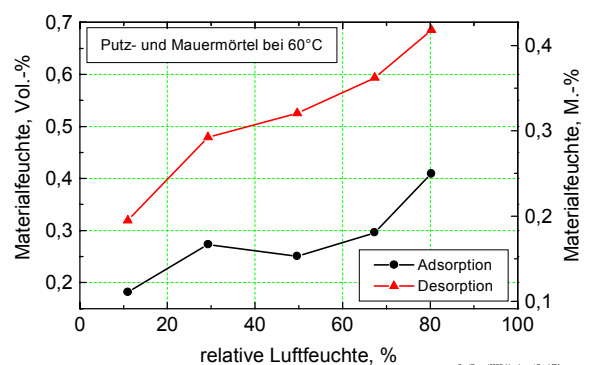


Bild 3.-18: Adsorption und Desorption bei 60°C für Putz- und Mauermörtel PM

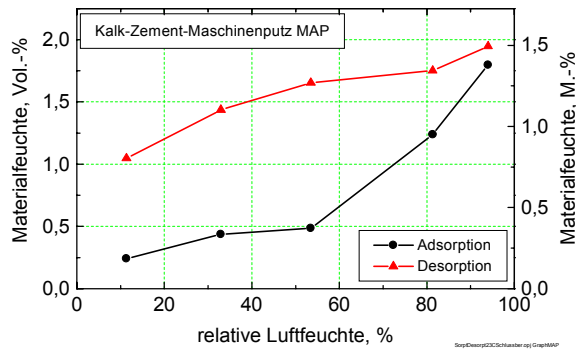


Bild 3.-19: Adsorption und Desorption bei 23 °C für Kalk-Zement-Maschinenputz MAP

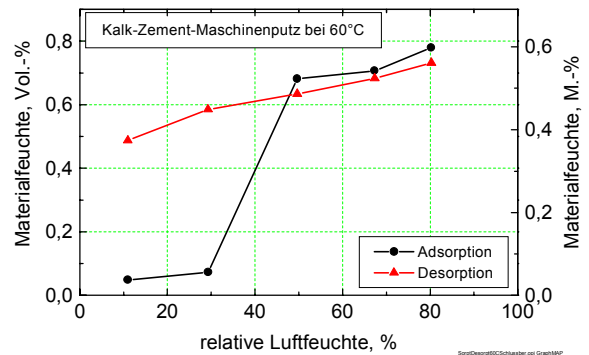


Bild 3.-20: Adsorption und Desorption bei 60 °C für Kalk-Zement-Maschinenputz MAP

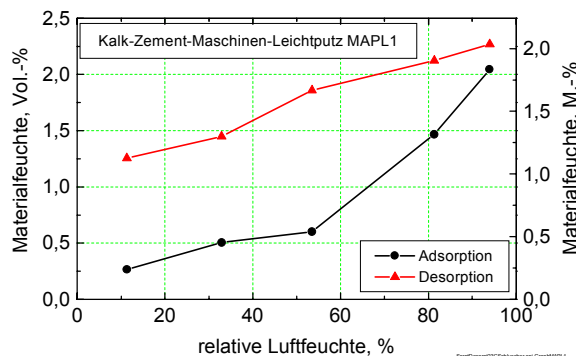


Bild 3.-21: Adsorption und Desorption bei 23 °C für Kalk-Zement-Maschinen-Leichtputz MAP L1

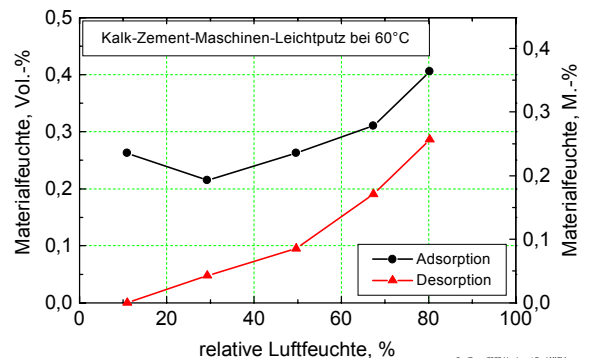


Bild 3.-22: Adsorption und Desorption bei 60 °C für Kalk-Zement-Maschinen-Leichtputz MAP L1

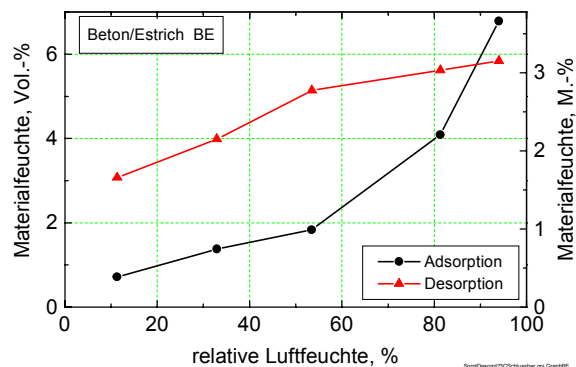


Bild 3.-23: Adsorption und Desorption bei 23 °C für Beton/Estrich BE

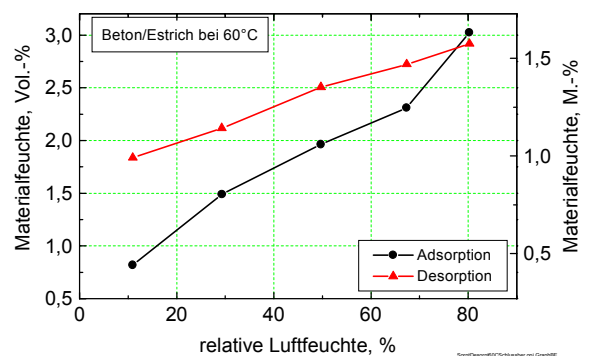


Bild 3.-24: Adsorption und Desorption bei 60 °C für Beton/Estrich BE

Die Sorptionsisothermen bei 23 °C und 60 °C zeigen in der Regel die zu erwartende Hysterese zwischen Adsorption und Desorption. Bei der von dieser Regel

abweichenden Adsorptionsisotherme von Klinker waren die Massendifferenzen der Probe zwischen zwei Befeuchtungsstufen teilweise kleiner als 1 mg und damit kleiner als der Fehler der verwendeten Analysenwaage. Im Rahmen der Messgenauigkeit kann daher in Bild 3.-11 keine Abweichung zwischen Adsorptions- und Desorptionsast festgestellt werden. Die Ursache für die Abweichungen zwischen der Endfeuchte der Adsorptionskurve und der Anfangsfeuchte der Desorptionskurve bei einigen Messkurven ist durch die Verwendung unterschiedlicher Proben begründet. Bei allen untersuchten Materialien ist der Temperatureinfluss auf die Sorptionsfeuchte eindeutig ausgeprägt. Der Ausgleichsfeuchtegehalt bei 80 % relativer Feuchte u_{80} sinkt bei der Temperaturerhöhung von 23 °C auf 60 °C deutlich. Den stärksten Abfall weisen dabei die Putze mit ca. 60-80 % auf. Bei Kalksandstein, Ziegel, Sandstein und Beton liegt er bei 40-50 %. Zwar wird generell eine qualitativ gleichartige Temperaturabhängigkeit in der Literatur beschrieben [KRISCHER 35], jedoch wird die Abhängigkeit für den bauphysikalischen Bereich als gering angegeben [KÜNZEL 36]. Das derzeit verwendete Rechenprogramm zur gekoppelten Wärme- und Feuchtetransportberechnung erlaubt bislang noch nicht die Berücksichtigung einer temperaturabhängigen Sorptionsisotherme. Insofern liegt hier noch weiterer Forschungsbedarf vor, da gerade in stark temperaturbelasteten Wandbereichen das Trocknungsverhalten und damit das hygro- und thermomechanische Verhalten durch eine ausgeprägte temperaturabhängige Sorptionsisotherme beeinflusst werden kann.

3.3 Thermische Ausdehnung

Der thermische Ausdehnungskoeffizient wurde mit einem Schubstangendilatometer vom Typ DIL402C der Firma Netzsch gemessen. Es kamen quaderförmige Probenstäbchen mit den Abmessungen von 10 mm x 10 mm x 50 mm zum Einsatz. Die Temperaturabhängigkeit des thermischen Ausdehnungskoeffizienten kann für alle untersuchten Baustoffe vernachlässigt werden. Es werden daher in der folgenden Tabelle 3.-4 die Werte für 23 °C angegeben, wie sie auch für die mechanische FEM-Analyse verwendet wurden. Die Messwerte liegen im üblichen Bereich von Literaturangaben [AL BOSTA 2, BONDZIO 11, WEINMANN 37, BLANKE 38, DIN1053-2 39].

Tabelle 3.-4 Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_T bei 23 °C

Material	thermischer Ausdehnungskoeffizient α_T in 1/K
Kalksandstein	$8,2 \times 10^{-6}$
Klinker	$5,4 \times 10^{-6}$
Ziegel	$4,9 \times 10^{-6}$
Sandstein	$12,6 \times 10^{-6}$
SAKRET Putz- und Mauermörtel PM	$8,7 \times 10^{-6}$
SAKRET Kalk-Zement-Maschinenputz MAP	$9,7 \times 10^{-6}$
SAKRET Kalk-Zement-Maschinen-Leichtputz MAP-L1	$9,7 \times 10^{-6}$
SAKRET Beton/Estrich BE	$12,1 \times 10^{-6}$

3.4 Hygrische Ausdehnung

3.4.1 Versuchsanordnung und Versuchsdurchführung

Für die Messung der hygrischen Ausdehnung wurden insgesamt drei Versuchsaufbauten benutzt. Die erste Anordnung (Bild 3.-25, Hintergrund) ist ein selbst konzipiertes Differenzdilatometer, bei dem eine Materialprobe im Vergleich mit einer Referenzprobe aus Edelstahl gleicher Länge vermessen wird. Die Probenabmessung beträgt 50 mm x 10 mm x 10 mm. Als Dehnungssensoren kommen induktive Wegaufnehmer vom Typ WA10 der Firma Hottinger Baldwin Messtechnik, Darmstadt, zum Einsatz. Die Linearitätsabweichung dieser Sensoren ist kleiner als $\pm 0,2\%$. Der Temperaturkoeffizient liegt unter $\pm 0,2\%/10\text{ K}$. Die induktiven Sensoren können bei einer Umgebungstemperatur bis 80°C verwendet werden und sind durch den Schutzgrad IP67 für den Einsatz in feuchter Luft geeignet. Sie werden mit dem Messwerterfassungssystem vom Typ Spider8 (Hottinger Baldwin Messtechnik, Darmstadt) in Halbbrückenschaltung betrieben. Die gesamte Apparatur befindet sich im Klimaschrank. Wegen der sehr zeitintensiven Messreihen bei der hygrischen Dehnung wurde eine zweite Messapparatur in ähnlicher Bauart, jedoch für einen höheren Probendurchsatz aufgebaut. Diese Apparatur ist in Bild 3.-25 im Vordergrund mit einer Edelstahl-Referenzprobe sowie 3 Baustoffproben zu sehen. Zur Vibrationsdämpfung im Klimaschrank stehen beide Apparaturen auf einer Granitplatte.

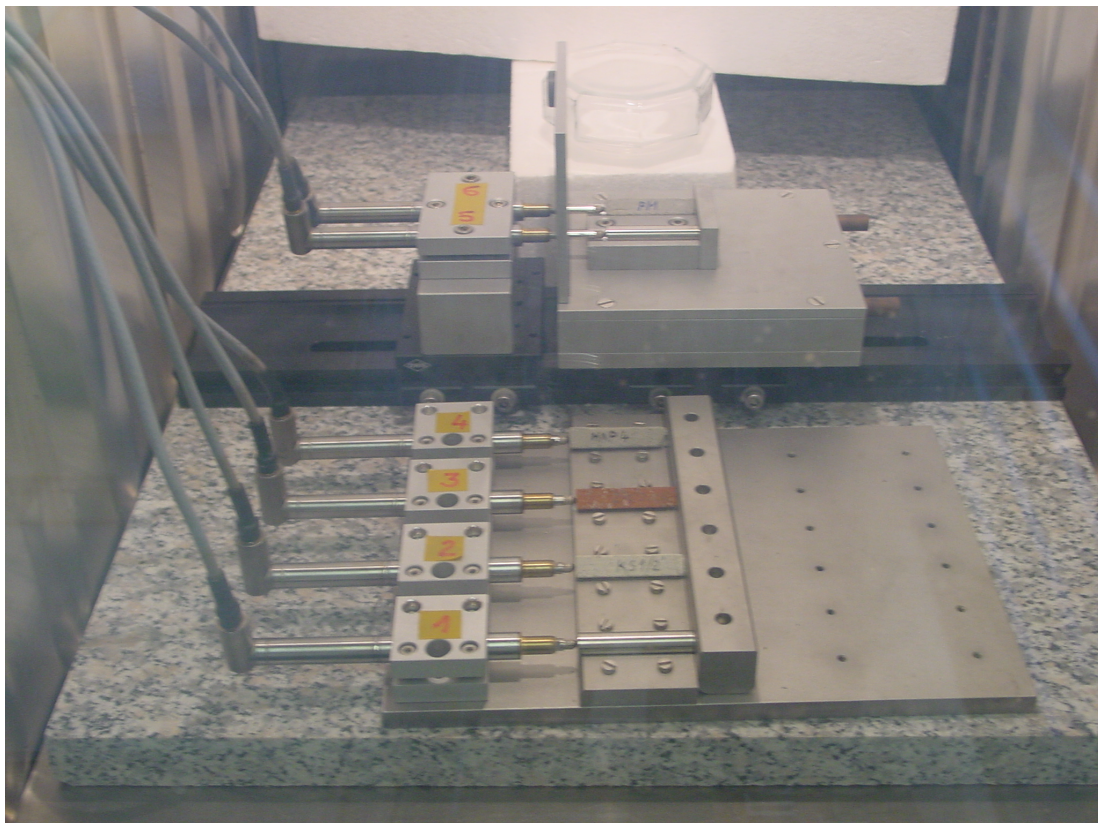


Bild 3.-25: Versuchsaufbauten zur Messung der hygrischen Ausdehnung im Klimaschrank

Die dritte Messaufbau zur Messung der hygrischen Dehnung besteht aus dem Dilatometer DIL402C der Firma Netzsch, welches so konzipiert wurde, dass über einen externen Feuchtegenerator (Fa. Michell Instruments) innerhalb des Dilatometer-Probenraumes eine annähernd konstante Luftfeuchte eingestellt werden

kann. Dazu wird der Probenraum mit einem stationären Luftstrom konstanter Luftfeuchte durchströmt. Mit diesem Messaufbau wurden ausschließlich hygrische Dehnungsmessungen im hygroskopischen Feuchtebereich ausgeführt. Die Auflösung des Netzs-Dilatometers liegt nach Herstellerangaben bei 1 nm. Wegen der Regelschwankungen des Feuchtegenerators, der damit auch geringe Temperaturschwankungen von ca. $\pm 0,5\text{ K}$ des Luftstromes verursacht, wird auch die Genauigkeit der Dehnungsmessung mit diesem Dilatometer beeinflusst. Die Temperaturschwankung des Luftstromes würde bei einer 50 mm langen Probe mit einem thermischen Ausdehnungskoeffizienten von $\alpha_T = 1 \cdot 10^{-5} \text{ 1/K}$ einen Fehler der absoluten Dehnung von maximal $0,5 \mu\text{m}$ verursachen. Damit ist die Messgenauigkeit dieser Apparatur für die hygrische Dehnungsmessung völlig ausreichend. Die Messergebnisse an dem hier beschriebenen Versuchsaufbau waren bei Vergleichsmessungen identischer Proben an den selbst aufgebauten Apparaturen reproduzierbar.

Die Dehnungsmessungen an den selbst aufgebauten Apparaturen und in analoger Weise am Dilatometer geschahen folgendermaßen. Zuerst wurde die Baustoffprobe im Trockenschrank bis zur Massenkonstanz getrocknet. Die Probe wurde dann in einem mit Silicagel gefüllten und verschlossenem Gefäß in den Klimaschrank gestellt. Auf diese Weise erfolgt der Temperatúrausgleich der Probe auf die Temperatur des Klimaschranks ohne erneute Feuchtaufnahme. Nach dem Temperatúrausgleich wurde die Probe sofort gewogen und in die Messapparatur innerhalb des Klimaschranks eingelegt. Der Klimaschrank wurde dabei vorher auf die erste Luftfeuchtigkeitsstufe von 30 % relativer Feuchte eingeregelt. Es wurde dann die Messwertaufnahme der hygrischen Dehnung der Probe bis zur Dehnungskonstanz gestartet. Als Abbruchkriterium für die Messung während einer Feuchtestufe wurde in Anlehnung an EN 13009 [40] das Erreichen von ca. 97 % des erwarteten asymptotischen Endwertes der Längenänderung gewählt. Sofort nach dem Abbruch der Messung wurde die Probe erneut gewogen. Mit (2.-14) kann nun aus dem Massenverlust sowie der gesamten Dehnungsänderung der technische hygrische Ausdehnungskoeffizient berechnet werden.

Für die Messung der hygrischen Dehnung bei den folgenden höheren Feuchtestufen wird nun die Probe sofort wieder in die Messapparatur eingelegt. Nach Abwarten einer Zeit von ca. 2-3 Stunden wurde am Klimaschrank die nächsthöhere Stufe der relativen Luftfeuchte von 50 % eingestellt. Die Dehnungsmessung geschah analog der ersten Feuchtestufe. Das Verfahren wurde schrittweise bei relativen Luftfeuchten von ca. 80 % und ca. 93 % fortgesetzt. Der technische hygrische Ausdehnungskoeffizient $\alpha_H^{(T)}(\phi)$ bei der Stofffeuchte ϕ am Ende einer Feuchtestufe ergibt sich dann jeweils aus der Summe aller Dehnungsänderungen bezogen auf die gesamte Änderung der Stofffeuchte vom Beginn der ersten Feuchtestufe an. Der physikalische oder differenzielle hygrische Ausdehnungskoeffizient $\alpha_H(\phi)$, wie er auch in der EN 13009 verwendet wird, ist die hygrische Dehnungsänderung bezogen auf die Stofffeuchteänderung während einer Feuchtestufe. Der so erhaltene hygrische Ausdehnungskoeffizient $\alpha_H(\phi)$ wird nun der Stofffeuchte zugeordnet, die dem Mittelwert aus Anfangs- und Endfeuchte während des Feuchteschrittes entspricht.

Ein großer Teil der Messreihen wurde innerhalb des hygroskopischen Feuchtebereiches ausgeführt, da hier die größten hygrischen Dehnungen auftreten. Für diesen Feuchtebereich erfolgten Messungen bei einer Probentemperatur von 23°C sowie 60°C .

Einige Messreihen erfolgten im überhygroskopischen Bereich nach folgender Vorgehensweise. Zunächst wurde die entsprechende Baustoffprobe im Wasserbad bis zur freien Sättigung gelagert. Die gesättigte Probe wurde anschließend unverhüllt in die Apparatur eingelegt, und im Klimaschrank wurde eine relative Luftfeuchte von ca. 80% bis 85% eingestellt. Bei dieser Umgebungsluftfeuchte trocknete und schrumpfte die Probe hinreichend langsam, so dass die Probe während des Trocknungsvorganges mehrfach kurz zur Wägung entnommen werden konnte. In analoger Weise zur Messreihe im hygroskopischen Feuchtebereich können nun aus den hygri-schen Dehnungsänderungen und Massenänderungen zwischen den Wägungen die hygri-schen Ausdehnungskoeffizienten bestimmt werden.

Für eine Reihe von Feuchtedehnungsexperimenten, für die die hygri-sche Dehnung über den gesamten Stofffeuchtebereich gemessen wurde, erfolgte die Bestimmung der Parameter ε_{HS} und C aus Gleichung (2.-12) durch eine nichtlineare Regression nach Levenberg-Marquardt [MARQUARDT 29].

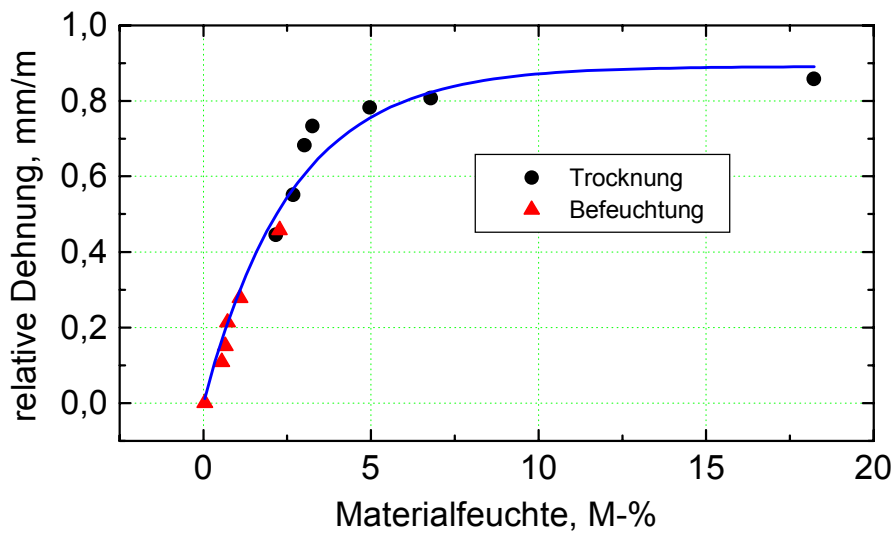
Bei einigen Messreihen im Sorptionsfeuchtebereich bestätigte sich der Zusammenhang (2.-12) nicht eindeutig. Bei anschließenden Spannungs- und Dehnungsberechnungen wurden in diesen Fällen gemittelte hygri-sche Ausdehnungskoeffizienten eingesetzt.

3.4.2 Ergebnisse

In den folgenden Darstellungen der Messergebnisse wird stets der differenzielle hygri-sche Ausdehnungskoeffizient nach den Erläuterungen im vorhergehenden Abschnitt verwendet.

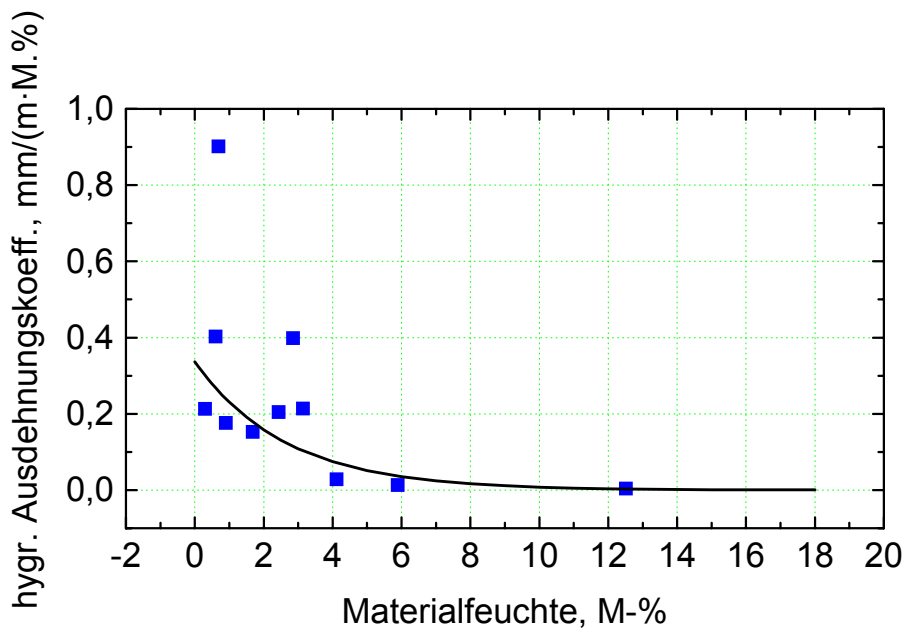
3.4.2.1 Kalksandstein

Die Proben für die Dehnexperimente entstammen Kalksandsteinen des Formates NF des Kalksandsteinwerkes Cottbus. Die gleichen Steine fanden in der TWD-Testwand1 Verwendung. Für diesen Baustoff wurde die hygri-sche Dehnung im gesamten Feuchtebereich lückenlos gemessen. Zur Verifizierung der Reproduzierbarkeit wurde zudem im hygroskopischen Feuchtebereich die Messung wiederholt. Die Messwerte zeigten hier eine gute Übereinstimmung. In den Bildern 3.-26 und 3.-27 sind die hygri-sche Dehnung und der Ausdehnungskoeffizient für diese Messung dargestellt.



AlleKSDehriDaten.opj graph RelDehriKS13gesamt

Bild 3.-26: Hygrische Dehnung bei 23 °C für Kalksandstein



AlleKS13DEhnDaten.opj Graph GrKS13alphaF

Bild 3.-27: Hygrischer Ausdehnungskoeffizient bei 23 °C für Kalksandstein

Bei Kalksandstein ergeben sich folgende Parameter: Maximale hygrische Dehnung $\varepsilon_{HS} = (0,89 \pm 0,04) \text{ mm/m}$ sowie Steilheit $C = 0,38 \pm 0,04$. Vergleichswerte für die hygrische Dehnung in Abhängigkeit von der Stofffeuchte bei Kalksandstein finden sich in [MÖLLER 19, SCHUBERT 22]. Bei [MÖLLER 19] wird ebenfalls der gesamte Feuchtebereich durchgemessen. Hier wird eine etwa um die Hälfte geringere maximale hygrische Dehnung von $\varepsilon_{HS} = 0,41 \text{ mm/m}$ und ein stärkeres Ansteigen der hygrischen

Dehnungskurve im hygroskopischen Feuchtebereich mit einem Parameter $C=2,0$ angegeben. Trotz einer vergleichbaren Trockenrohdichte von ca. 1700 kg/m^3 bei beiden Messungen wird die Ursache für die Abweichung vor allem in Materialstreuungen von Hersteller zu Hersteller gesehen. Weiterhin ist bei [MÖLLER 19] für die Bewertung des Parameters C für die Steilheit der Dehnkurve zu beachten, dass die exponentielle Regression nur mit sehr wenigen Messpunkten durchgeführt wurde. In [SCHUBERT 22] ist ebenfalls die hygrische Dehnung aus Trocknungsexperimenten abwärts bis zu einer Ausgleichsfeuchte von 30 % relativer Feuchte mit ca. $0,4 \text{ mm/m}$ für Kalksandstein bestimmt worden. Wird hierzu die Dehnung bis zur völligen Trockenheit aus der eigenen Messung addiert, so ergibt sich insgesamt eine maximale hygrische Dehnung ε_{HS} von ca. $0,6 \text{ mm/m}$.

Die Ergebnisse der hygrischen Dehnungsexperimente für Kalksandstein bei 60°C sind in den Bildern 3.-28 und 3.-29 für den hygroskopischen Feuchtebereich zu sehen. Wegen der geringen Anzahl von Messpunkten ist eine exponentielle Regression hier nicht ausgeführt worden. Im Rahmen der Streuung der Werte für den hygrischen Ausdehnungskoeffizienten ist bis auf den ersten Wert von $\alpha_{\text{H}}=5,2 \text{ mm/(m}\cdot\text{M}\cdot\text{\%})$ kein deutlich verändertes Verhalten gegenüber der hygrischen Dehnung bei 23°C (vgl. Bilder 3.-26 und 3.-27) festzustellen. Dieser Anfangswert sollte jedoch nicht überbewertet werden, da er auf Grund der Messprozedur mit der größten Messunsicherheit behaftet ist. Sie resultiert daraus, dass die Probe nach der Trocknung einige Zeit in einem geschlossenen Silikagelschälchen innerhalb des Klimaschranks gelagert werden muss, um auf die Temperatur des Klimaschranks angeglichen zu werden. Nach dieser Zeit muss der Klimaschrank kurzzeitig geöffnet werden, um die Probe dem Schälchen zu entnehmen und in die Apparatur zur Dehnungsmessung einzulegen. Das Öffnen des Klimaschranks verursacht ein kurzes Absinken der Temperatur unter 60°C und damit eine geringe Schwankung der Dehnungskurve beim Messbeginn. Um für den ersten Feuchteschritt bei der Messung bei 60°C reproduzierbare Ergebnisse zu erhalten, ist es daher notwendig, diese Prozeduren zu Beginn der Messung immer gleichartig auszuführen.

Für hygrische Dehnungsmessungen bei Temperaturen oberhalb von 23°C fanden sich bislang in der Literatur keine Vergleichswerte.

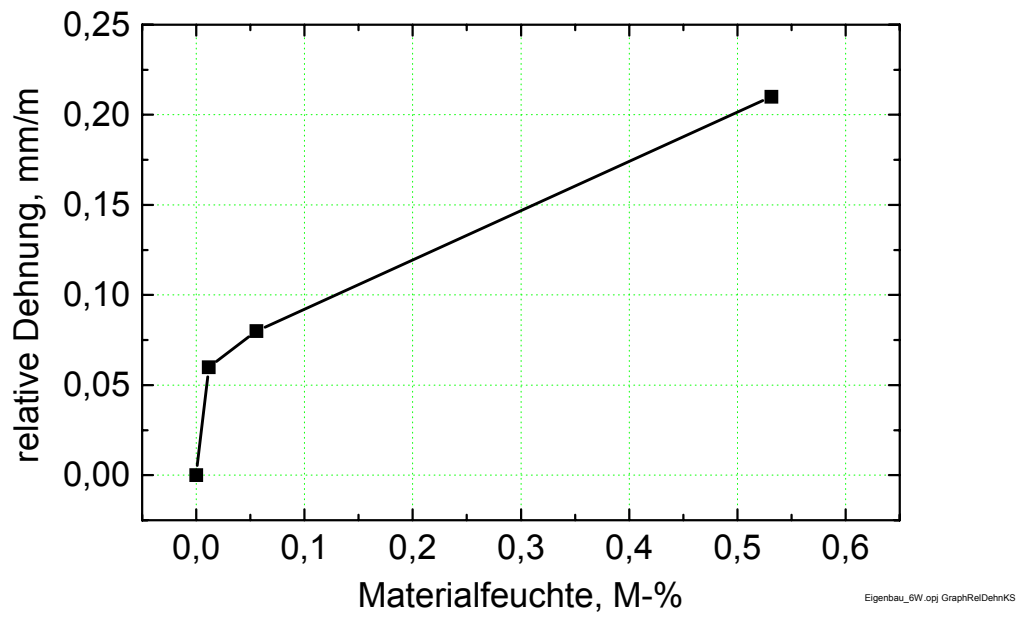


Bild 3.-28: Hygrische Dehnung bei 60 °C für Kalksandstein

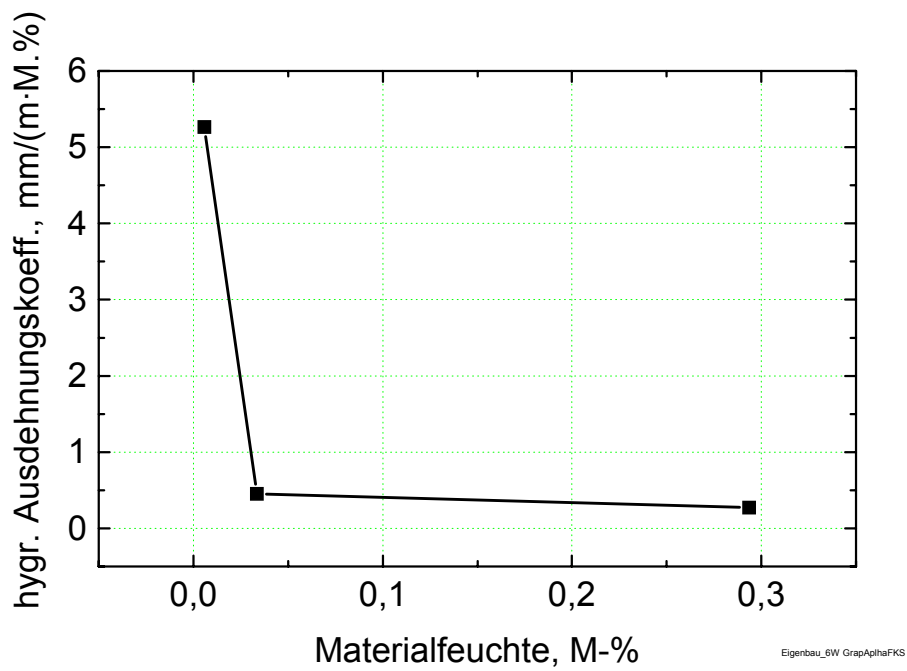


Bild 3.-29: Hygrischer Ausdehnungskoeffizient bei 60 °C für Kalksandstein

3.4.2.2 Ziegel

Die Ziegelproben wurden aus Vollziegeln des Formates 1NF (Klinkerwerk Großräschen bei Cottbus) gewonnen. Die Trockenrohdichte betrug 1838 kg/m^3 . Die Bilder 3.-30 und 3.-31 zeigen die Ergebnisse für die hygri sche Dehnung und den Ausdehnungskoeffizienten.

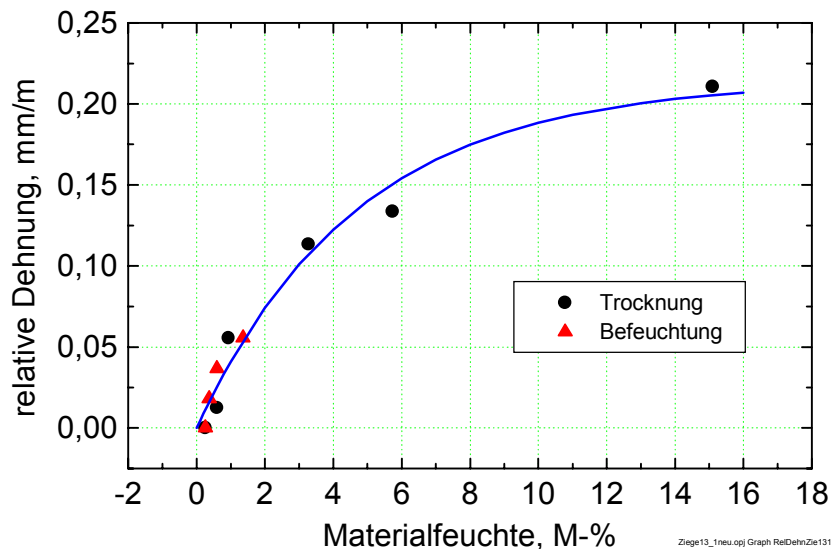


Bild 3.-30: Hygri sche Dehnung bei 23 °C für Ziegel

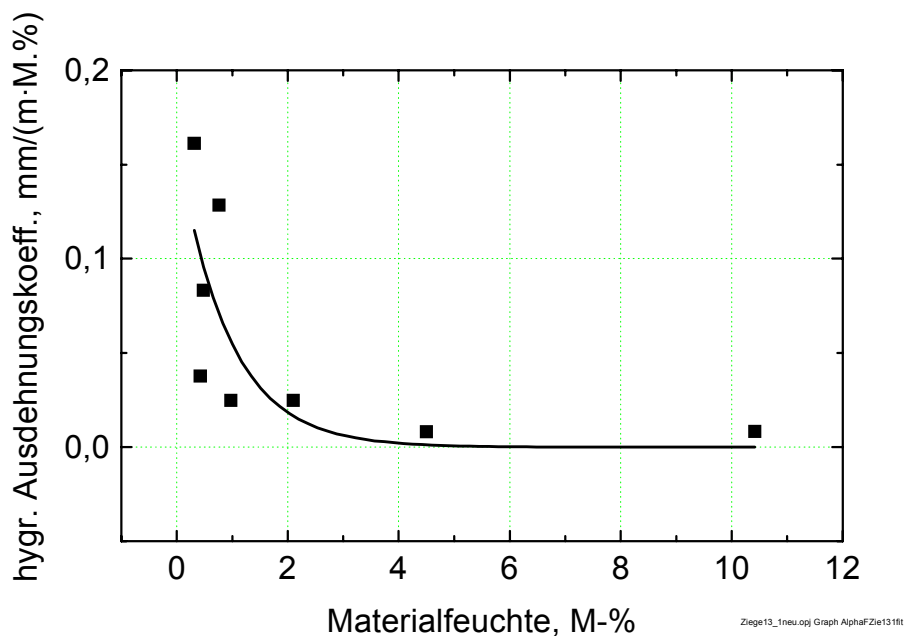


Bild 3.-31: Hygri scher Ausdehnungskoeffizient bei 23 °C für Ziegel

Die aus der Regression gewonnenen Werte sind: Maximale hygri sche Dehnung bei freier Wassersättigung $\varepsilon_{HS}=0,214 \text{ mm/m}$ sowie $C=0,213$. Damit ist die gemessene hygri sche Dehnung von Ziegel gegenüber Kalksandstein deutlich geringer.

In [EDELMAHN 41] wird ohne Angabe des Feuchtebereiches für die reversiblen Quell- und Trocknungsbewegungen bei Ziegel 0,12 mm/m angeführt. Nach DIN 1053-1 [42], Tabelle 2, findet sich für den Endwert der Feuchtedehnung von Mauerwerk aus Mauerziegeln ein Rechenwert von 0 mm/m (Wertebereich +0,3 mm/m bis -0,2 mm/m; negatives Vorzeichen: Schwinden) gegenüber einem Rechenwert von -0,2 mm/m (Wertebereich -0,1 mm/m bis -0,2 mm/m) bei Mauerwerk aus Kalksandsteinen. Obwohl in diesen Rechenwert auch weitere Effekte einfließen, zeigt sich hier ebenfalls die Tendenz der geringeren hygrischen Dehnung bei Ziegel. In den Bildern 3.-32 und 3.-33 sind die Ergebnisse der hygrischen Dehnungsexperimente für Ziegel bei 60 °C im gesamten Feuchtebereich dargestellt. Auf die exponentielle Regression ist hier wie bei der Kalksandstein-Messung bei 60 °C aus den gleichen Gründen verzichtet worden. Gegenüber der Messung bei 23 °C ist die maximale hygrische Dehnung ε_{HS} hier etwa um den Faktor 4 geringer ausgefallen.

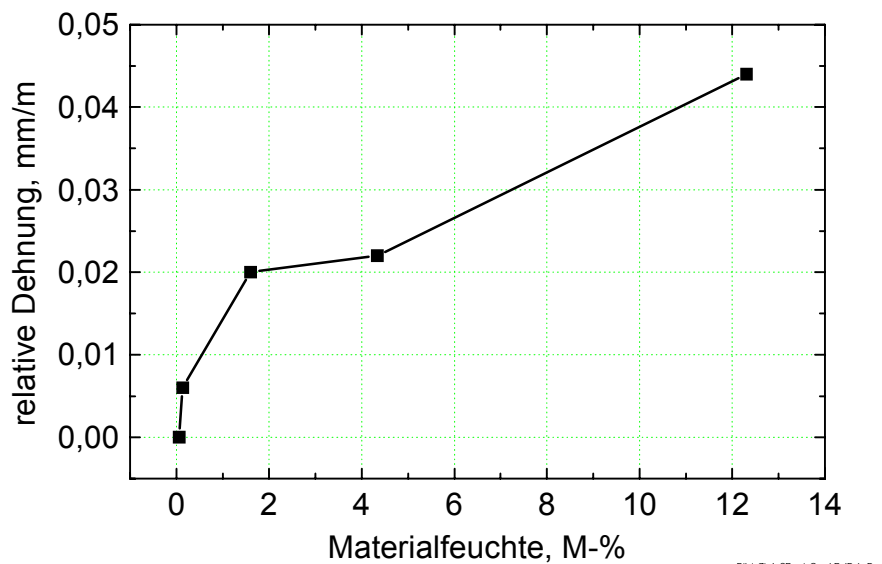


Bild 3.-32: Hygrische Dehnung bei 60 °C für Ziegel

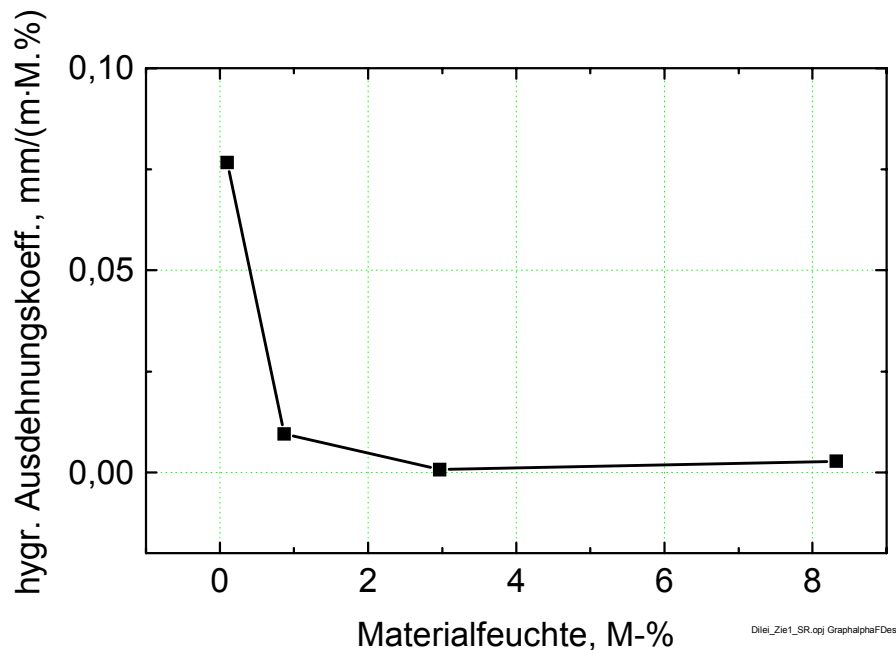


Bild 3.-33: Hygrischer Ausdehnungskoeffizient bei 60 °C für Ziegel

3.4.2.3 Klinker

Die Klinkerproben wurden Vollziegeln des Formates 1 NF (Klinkerwerk Großräschen bei Cottbus) entnommen. Die mittlere Trockenrohddichte betrug $2,07 \text{ kg/m}^3$. Während der Trocknung über den gesamten Feuchtebereich von der Sättigungsfeuchte bei ca. 8,5 M.-% bis auf 0,02 M.-% war keine hygrische Längenänderung messbar. In der Literatur wird auch eine sehr geringe hygrische Dehnung mit Werten von $\varepsilon_{\text{HS}}=0,09 \text{ mm/m}$ [MÖLLER 19] angegeben.

3.4.2.4 Kalk-Zement-Maschinen-Putz

Für die Proben wurde SAKRET Kalk-Zement-Maschinen-Putz verwendet. Bedingt durch die Probenherstellung war die Streuung der Ergebnisse verschiedener Proben hier größer als bei Kalksandstein, Ziegel und Klinker. Ein Messbeispiel bei der Probentemperatur von 23 °C ist in den Bildern 3.-34 und 3.-35 zu sehen. Die ermittelten Kennwerte sind maximale hygrische Dehnung $\varepsilon_{\text{HS}}=0,48 \text{ mm/m}$ sowie $C=0,87$. Der niedrige erste Messpunkt in der Kurve des hygrischen Ausdehnungskoeffizienten in Bild 3.-35 ist in ähnlicher Weise, wie bereits in Abschnitt 3.4.2.1 beschrieben wurde, durch die relativ große Unsicherheit bei der Dehnungsmessung und der Massenbestimmung beim ersten Feuchteschritt bedingt. Bei der Entnahme der Putzproben aus der Messapparatur zur Massenbestimmung ist hier besonders sorgfältig vorzugehen, um ein Abbröckeln von Putzteilen zu verhindern.

Literaturwerte für die (reversible) hygrische Dehnung von Putzen in Abhängigkeit von der Stofffeuchte finden sich in der Literatur nur vereinzelt. In [SCHUBERT 22] wird für einen Mörtel der Mörtelgruppe III aus Trocknungsexperimenten eine hygrische Dehnung von $0,8 \text{ mm/m}$ angegeben. Die Experimente wurden hier bis zu einer Ausgleichsfeuchte von 30 % relativer Feuchte durchgeführt. Wird der bei [SCHUBERT 22] erhaltene Wert mit den eigenen Messungen für den gleichen Feuchtebereich verglichen, so ergibt sich mit ca. $0,47 \text{ mm/m}$ gegenüber $0,8 \text{ mm/m}$

eine um 40 % geringere Dehnung. Die Ursachen für die Abweichung werden in erster Linie in der unterschiedlichen Materialart gesehen. Ohne eine Angabe des zugehörigen Feuchtebereiches wird in [EDELMAANN 41] ein Wert von 0,16 mm/m für reversible Quell- und Trocknungsbewegung bei Zementmörtel genannt.

Für die Spannungsberechnungen in den Abschnitten 5.3 und 5.4 werden die eigenen Messwerte eingesetzt, da der für die Probenherstellung verwendete Putz auch für den Wandputz der Testwände verwendet worden ist.

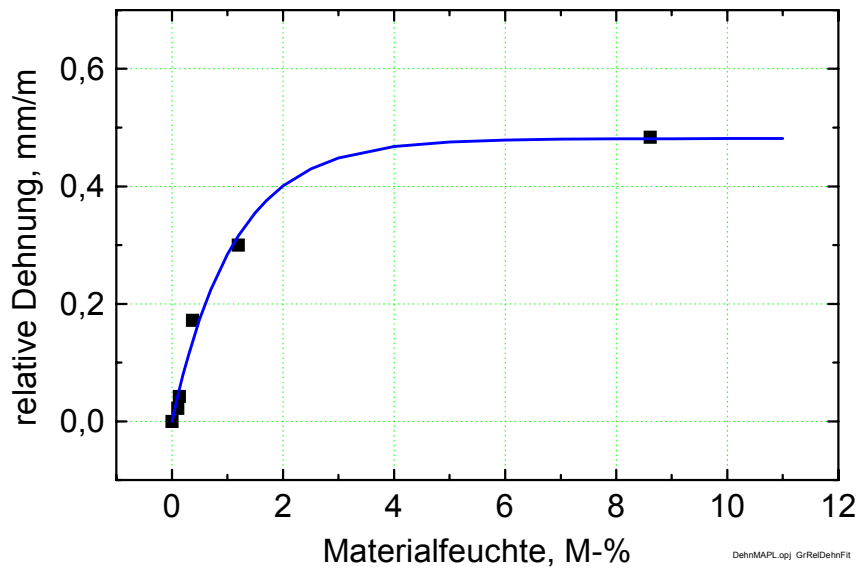


Bild 3.-34: Hygrische Dehnung bei 23 °C für Kalk-Zement-Maschinen-Putz

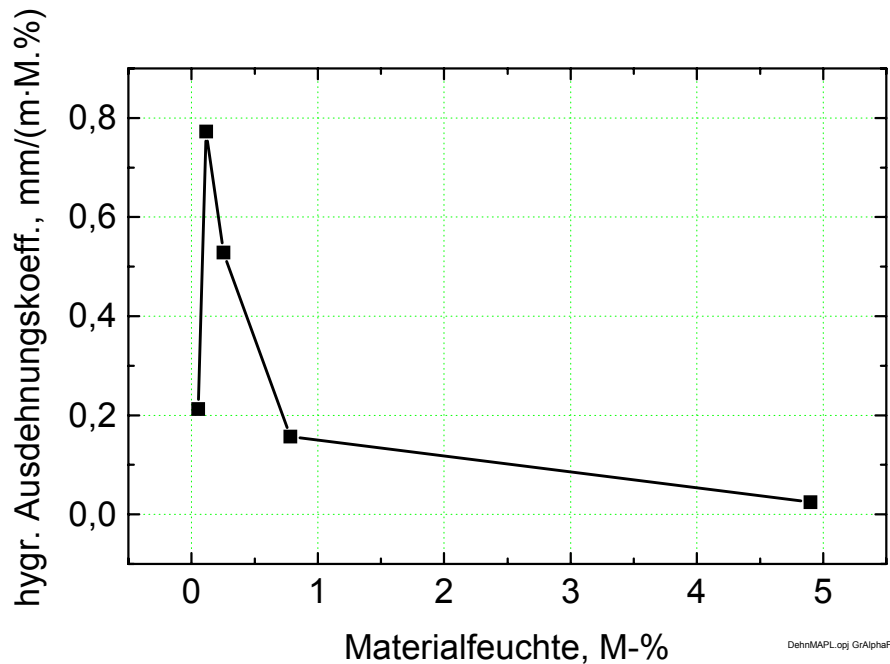


Bild 3.-35: Hygrischer Ausdehnungskoeffizient bei 23 °C für Kalk-Zement-Maschinen-Putz

3.5 Zugfestigkeit

Aus den bereits zu Anfang des Kapitels 3 genannten Gründen wurde die Zugfestigkeit der Baustoffe gemessen, obwohl bereits zahlreiche Literaturwerte vorliegen. Besonders in der Übersicht in [BONDZIO 11] wird deutlich, dass hier eine sehr große Schwankungsbreite existiert.

Um im Ergebnis der FEM-Spannungsanalyse Aussagen zur Rissbildung machen zu können, ist die Kenntnis einer maximalen Spannung erforderlich. Für spröde Materialien wie etwa auch Baustoffe ist nach [GROSS 43] als Festigkeitshypothese am besten die Normalspannungshypothese zutreffend. In diesem Falle ist bei der Beanspruchung des Materials die Überschreitung einer maximalen Normalspannung zu vermeiden. Wird diese maximale Normalspannung überschritten, kommt es zum Riss.

Zur Bestimmung dieser maximalen Normalspannungen wurde der einachsige Zugversuch an prismatischen Probekörpern durchgeführt. Die Zugversuche erfolgten in der Forschungs- und Materialprüfanstalt der BTU Cottbus. Die Ergebnisse des Prüfberichtes mit den Versuchsbedingungen werden im Folgenden angeführt.

Kalksandstein

Prüfdurchführung: - Prüfung am ganzen Stein in Längsrichtung
- Lastanstiegsgeschwindigkeit 120 N/s

Bez. des Probekörpers	Länge im Bruchquerschnitt (mm)	Breite im Bruchquerschnitt (mm)	Bruchkraft (N)	Zugfestigkeit (N/mm ²)	
				Einzelwert	Mittelwert
KS 1	114	71	19700	2,43	2,68
KS 2	115	71	21124	2,59	
KS 3	114	70	24272	3,02	

Klinker NF

Prüfdurchführung: - Prüfung am ganzen Stein in Längsrichtung
- Lastanstiegsgeschwindigkeit 120 N/s

Bez. des Probekörpers	Länge im Bruchquerschnitt (mm)	Breite im Bruchquerschnitt (mm)	Bruchkraft (N)	Zugfestigkeit (N/mm ²)	
				Einzelwert	Mittelwert
K 1	114	71	23930	2,96	3,25
K 2	114	72	25240	3,08	
K 3	114	72	29700	3,62	
K 4	114	70	27485	3,35	

Mauerziegel NF

Prüfdurchführung: - Prüfung am ganzen Stein in Längsrichtung
- Lastanstiegsgeschwindigkeit 120 N/s

Bez. des Probekörpers	Länge im Bruchquerschnitt (mm)	Breite im Bruchquerschnitt (mm)	Bruchkraft (N)	Zugfestigkeit (N/mm ²)	
				Einzelwert	Mittelwert
MZ 1	114	71	7860	0,97	1,13
MZ 2	114	71	8640	1,07	
MZ 3	114	71	10990	1,36	

Sandstein

Prüfdurchführung: - Prüfung an Prismen 40 mm x 40 mm x 160 mm in Längsrichtung
- Lastanstiegsgeschwindigkeit 120 N/s

Bez. des Probekörpers	Länge im Bruchquerschnitt (mm)	Breite im Bruchquerschnitt (mm)	Bruchkraft (N)	Zugfestigkeit (N/mm ²)	
				Einzelwert	Mittelwert
S 1	40,0	41,6	3570	2,15	2,15
S 2	40,0	41,3	3000	1,82	
S 3	41,1	39,5	3860	1,96	
S 4	41,2	40,0	8640	2,34	
S 5	40,0	41,4	4130	2,49	

SAKRET Putz- und Mauermörtel

- Prüfdurchführung:
- Prüfung an Prismen 40 mm x 40 mm x 160 mm in Längsrichtung
 - Prüfalter der Prismen > 28 Tage
 - Lagerung der Prismen nach Herstellung gemäß DIN 18555 Teil 3
 - Lastanstiegsgeschwindigkeit 120 N/s

Bez. des Probekörpers	Länge im Bruchquerschnitt (mm)	Breite im Bruchquerschnitt (mm)	Bruchkraft (N)	Zugfestigkeit (N/mm ²)	
				Einzelwert	Mittelwert
PM 1	40,0	40,6	644	0,40	0,38
PM 2	39,9	40,8	620	0,38	
PM 3	39,9	40,4	571	0,35	

SAKRET Kalk-Zement-Maschinen-Leichtputz MAPL 1

- Prüfdurchführung:
- Prüfung an Prismen 40 mm x 40 mm x 160 mm in Längsrichtung
 - Prüfalter der Prismen > 28 Tage
 - Lagerung der Prismen nach Herstellung gemäß DIN 18555 Teil 3
 - Lastanstiegsgeschwindigkeit 120 N/s

Bez. des Probekörpers	Länge im Bruchquerschnitt (mm)	Breite im Bruchquerschnitt (mm)	Bruchkraft (N)	Zugfestigkeit (N/mm ²)	
				Einzelwert	Mittelwert
MAP L1-1	39,8	40,8	599	0,37	0,35
MAP L1-2	39,9	40,9	585	0,36	
MAP L1-3	40,1	40,6	506	0,31	

SAKRET Kalk-Zement-Maschinenputz MAP

- Prüfdurchführung:
- Prüfung an Prismen 40 mm x 40 mm x 160 mm in Längsrichtung
 - Prüfalter der Prismen > 28 Tage
 - Lagerung der Prismen nach Herstellung gemäß DIN 18555 Teil 3
 - Lastanstiegsgeschwindigkeit 120 N/s

Bez. des Probekörpers	Länge im Bruchquerschnitt (mm)	Breite im Bruchquerschnitt (mm)	Bruchkraft (N)	Zugfestigkeit (N/mm ²)	
				Einzelwert	Mittelwert
MAP 1	39,9	40,7	806	0,50	0,46
MAP 2	39,8	40,7	868	0,54	
MAP 3	39,8	40,5	661	0,41	
MAP 4	40,0	40,8	692	0,42	
MAP 5	39,9	40,8	678	0,42	

SAKRET Beton/Estrich

- Prüfdurchführung:
- Prüfung an Prismen 40 mm x 40 mm x 160 mm in Längsrichtung
 - Prüfalter der Prismen > 28 Tage
 - Lagerung der Prismen nach Herstellung gemäß DIN 18555 Teil 3
 - Lastanstiegsgeschwindigkeit 120 N/s

Bez. des Probekörpers	Länge im Bruchquerschnitt (mm)	Breite im Bruchquerschnitt (mm)	Bruchkraft (N)	Zugfestigkeit (N/mm ²)	
				Einzelwert	Mittelwert
B/E 1	39,9	41,0	4005	2,45	2,93
B/E 1	39,8	41,0	5315	3,26	
B/E 1	39,9	40,9	5029	3,08	

4 Experimentelle Untersuchungen an Testwänden

4.1 Die Funktionsweise der transparenten Wärmedämmung (TWD)

Zum besseren Verständnis der in den folgenden Abschnitten behandelten experimentellen Arbeiten soll die transparente Wärmedämmung und eine transparent gedämmte Wand in ihrer Funktionsweise vorgestellt werden. Als transparente Dämmmaterialien eignen sich prinzipiell alle im Solarstrahlungsbereich von 280 nm bis 2500 nm hoch transparenten Stoffe, die gleichzeitig durch ihren strukturellen Aufbau eine im bauphysikalischen Sinne niedrige Wärmeleitfähigkeit von $\lambda < 0,1 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ haben. Denkbar sind verschiedene Strukturen wie Glasfaserfilze, Kammerstrukturen (z.B. Stegplatten oder Glasschaum), quasihomogene Strukturen (z. B. Silika-Aerogel) oder aus Röhrchen aufgebaute Systeme [KERSCHBERGER 44]. Als transparente Materialien finden wegen ihrer strahlungsphysikalischen Eigenschaften vorwiegend die Kunststoffe Polymethylmethacrylat (PMMA, Handelsname z.B. Plexiglas®) und Polycarbonat (PC, Handelsname z.B. Makrolon®) sowie Glas Anwendung. Als häufigste TWD-Systeme haben sich absorberparallele Kapillarstrukturen durchgesetzt. Zu dieser Gruppe gehört auch das System „StoTherm Solar“ (Sto AG Stühlingen), welches bei den in den folgenden Kapiteln beschriebenen Testwänden eingesetzt wurde.

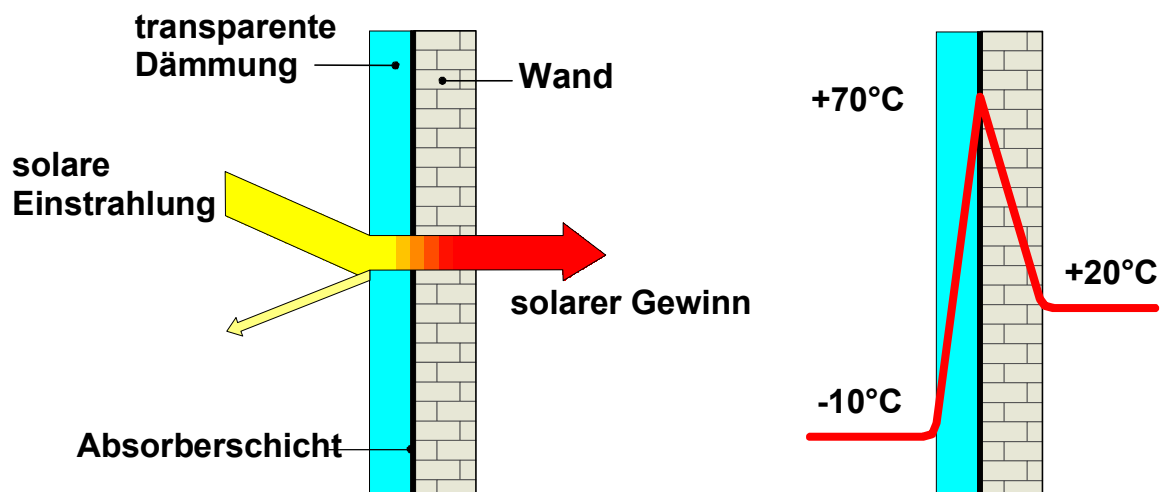


Bild 4.-1: Funktionsweise der transparenten Wärmedämmung

Im Bild 4.-1 links ist die Funktionsweise eines transparenten Dämmsystems mit einer Massivwand skizziert. Die auf die transparente Dämmung auftreffende Solarstrahlung wird zum kleinen Teil reflektiert, zum Teil in der transparenten Struktur absorbiert und zum größten Teil auf eine Absorberschicht auf der Wand transmittiert. Die am Absorber absorbierte Wärmeenergie wird durch Wärmeleitung teilweise an den Innenraum abgegeben. Die gekoppelten Wärmetransportprozesse infolge Wärmeleitung, Wärmestrahlung und Konvektion für verschiedene TWD-Strukturen und Materialien sowie das energetische Einsparpotential einer TWD-Wand werden in [PLATZER 46] behandelt. Bei einer südorientierten transparent gedämmten Wand ergibt sich eine durchschnittliche Einsparung von etwa $20\text{-}25 \text{ W}/\text{m}^2$ während der Heizperiode gegenüber einer herkömmlich opak gedämmten Wand. Bei Ost- oder Westorientierung sind es immer noch etwa $10\text{-}15 \text{ W}/\text{m}^2$. Bild 4.-1 rechts zeigt ein typisches Temperaturprofil eines solarstrahlungsreichen Wintertages.



Bild 4.-3: Testwand 1 - Ansicht von außen vor dem Aufbringen des Strukturputzes

Tabelle 4.-1: Wandaufbau der TWD-Testwand 1 im transparenten Bereich

<i>Wandschicht</i>	<i>Material</i>
Innenputz	Kalk-Zement-Putz, SAKRET Putz- und Mauermörtel, Putzmörtel nach DIN 18550 Teil 1 der Mörtelgruppe PII
KS-Mauerwerk	24-er Wand; Steinformat NF; Rohdichteklasse 1,8 kg/dm ³ ; Kalksandsteinwerk Cottbus-Dissenchen
Absorber	Kleber „Sto-Solar“
TWD-Elemente	StoTherm Solar; Format 1,0 m x 1,2 m; Dicke 10 cm

Tabelle 4.-2: Wandaufbau der TWD-Testwand 1 im opaken Bereich

<i>Wandschicht</i>	<i>Material</i>
Innenputz	Kalk-Zement-Putz, SAKRET Putz- und Mauermörtel, Putzmörtel nach DIN 18550 Teil 1 der Mörtelgruppe PII
KS-Mauerwerk	24-er Wand; Steinformat NF; Rohdichteklasse 1,8 kg/dm ³ ; Kalksandsteinwerk Cottbus-Dissenchen
Opake Dämmung	Polystyrol-Hartschaum, Wärmedämmplatte W nach DIN 18164 Teil 1, „alsecco“ Dämmkleber MK
Armierung	Armierungsgewebe; „alsecco“-Armierungsmörtel L; mineralischer Leichtarmierungsmörtel
Strukturputz	„alsecco“

Die Wand wurde mit Dehnungs-, Temperatur- und Wärmeflussensoren bestückt. Die Austrocknung der Wand wurde über die Wägung eines herausziehbaren Wandeinschubes verfolgt. Das Feuchteprofil im Wandquerschnitt wird qualitativ durch Leitfähigkeitsmessungen bestimmt.

Die Wärmestromdichten wurden an jeweils zwei gegenüberliegenden Stellen der Wand im transparenten und im opaken Bereich mit Wärmeflussmessern (Format 12 cm x 12 cm, Fehler $< \pm 5\%$) erfasst. Auf der Wandaußenseite befindet sich der

Wärmeflussmesser direkt zwischen dem TWD-Paneel und der KS-Wand in der Absorberebene. Auf der Wandinnenseite liegt der Wärmeflussmesser unter dem Innenputz.

Die Anordnung und die Bezeichnungen der Sensoren sind in Bild 4.-4 dargestellt. Auf der Wandinnenseite erfolgte die Messung von Wanddehnungen mit induktiven Dehnungssensoren (TYP WA10, Hottinger Baldwin Messtechnik, Darmstadt) im zentralen Wandbereich (siehe Bild 4.-4, Messpunkte iver, ihoriz). Die Wegaufnehmer waren mit auf der Wandoberfläche verklebten und verdübelten Montageböcken befestigt. Mit Stäben aus INVAR-Stahl wurden die Messstrecken auf 25cm verlängert. An einer waagerechten Stahltraverse wurde ein weiterer Sensor verschraubt, welcher die Durchbeulung der Wand maß. (siehe Bild 4.-4, Messpunkte beul). Die Stahltraverse wurde so montiert, dass über die Befestigungspunkte keine Kräfte eingeleitet werden konnten.

Weiterhin wurden die Vertikalstrahlung (hierbei ist mit Vertikalstrahlung die Summe aus diffuser und direkter Vertikalstrahlung gemeint) auf die nach Süden gerichtete Testwand, die senkrecht einfallende Regenmenge sowie die Windrichtung und Windstärke gemessen. Die Messwerterfassung begann am 5.6.98 und endete im Februar 99. Die Aufzeichnung aller Daten erfolgte im 10-Minuten Takt.

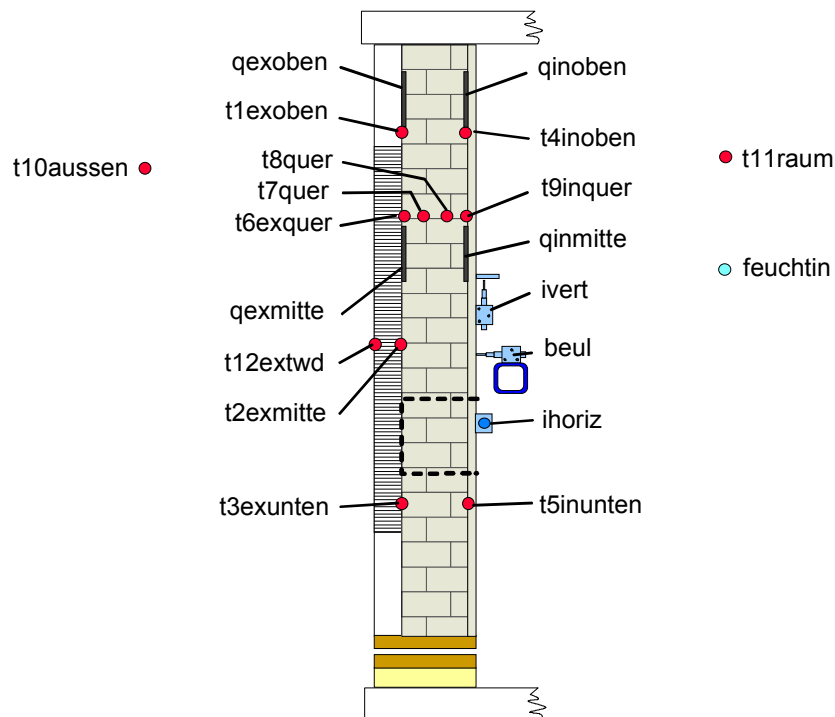


Bild 4.-4: Seitenansicht der Testwand 1 (Schnittbild) . Lage und Bezeichnung der Temperatursensoren (t...), Wärmeflussmesser (q...), Feuchtesensoren (f...) sowie der Dehnungssensoren (iver, ihoriz, beul).

4.2.2 Messergebnisse

4.2.2.1 Thermische Messungen

Im Bild 4.-5 sind die jeweils in einem Monat aufgetretenen maximalen Absorberrtemperaturen und die in die Wand eintretenden Wärmestromdichten am Absorber dargestellt. Die Grafik enthält zusammenfassend auch die Daten der Testwand2 (s. Abschnitt 4.3). Die Abweichungen zwischen den Messkurven der maximalen Absorberrtemperaturen beider Testwände sind vorwiegend in einer

niedrigeren Innentemperatur und einer stärkeren seitlichen Wärmeableitung bei der Testwand 1 begründet. Außerdem handelt es sich auch um Daten aus zwei verschiedenen Jahren, so dass sich hier Witterungsunterschiede zwischen beiden Jahren auswirken. Werden beide Testfälle gemeinsam betrachtet, zeichnen sich insgesamt zwei Absorbertemperaturmaxima etwa Februar/März und September/Oktober ab. Zu diesen beiden Zeiten beträgt der Sonnenwinkel mittags ca. 30° (Lage Cottbus $51^\circ 57'$ NB). Die Ursache für diese Temperaturmaxima ist offensichtlich die winkelselektive Transmission des StoTherm Solar-Systems. Bei noch tieferen Sonnenständen wird dann zwar die Transmission weiter vergrößert, es verringert sich dann aber auch die monatliche Einstrahlung. Weiterhin steigt dann wegen der sinkenden Außentemperaturen der Wärmetransport durch das TWD-Kapillarmaterial nach außen. Damit ergeben sich dann insgesamt wieder sinkende Absorbertemperaturen.

Besonders deutlich wird außerdem die winkelselektive Transmission des StoTherm Solar TWD-Systems durch den Verlauf der Wärmestromdichten am Absorber. Die monatliche maximale Wärmestromdichte hat hier ein Minimum beim höchsten Sonnenstand im Juni und ist im Winter maximal. Bei Betrachtung der Daten der Testwand 2 ergibt sich eine gute Korrelation zwischen der Wärmestromdichte am Absorber und der Absorbertemperatur. Bei der Testwand 1 ist dieser Zusammenhang für die Monate November, Dezember und Januar nicht ausgeprägt. In dieser Zeit war die Innenraumtemperatur nicht geregelt. Deswegen war sie niedriger als im Sommer und bewirkte die in Bild 4.-5 dargestellten höheren Wärmestromdichten in den Innenraum.

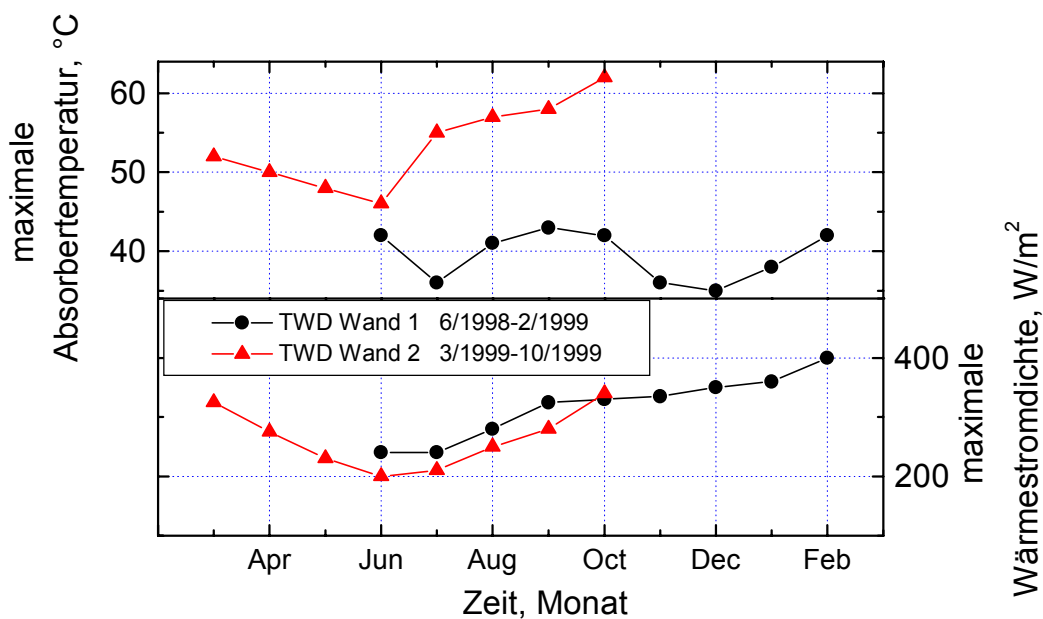


Bild 4.-5: Maximale monatliche Absorbertemperaturen und Wärmestromdichten am Absorber

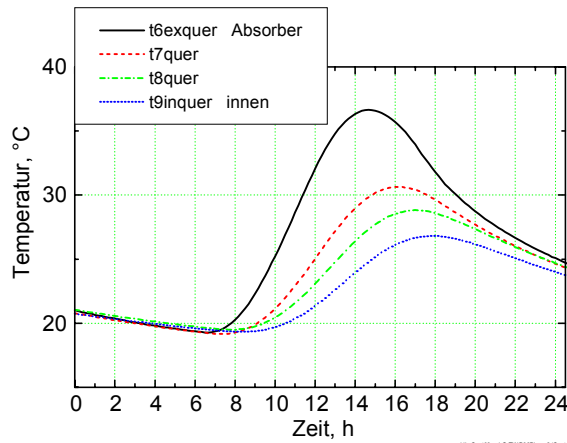


Bild 4.-6: Temperaturen im Wandquerschnitt am 24.9.98 (267. julianischer Tag)

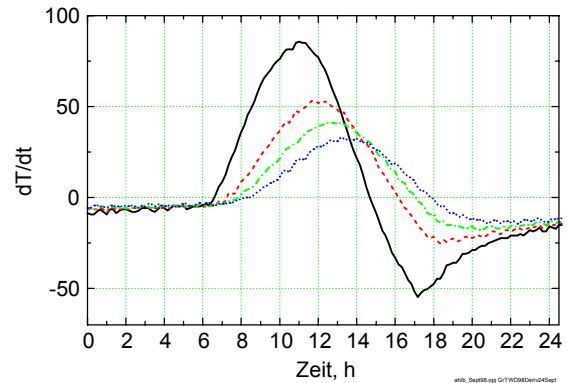


Bild 4.-7: Differenzierte Temperaturen am 24.9.98

Das Durchlaufen der „Temperaturwelle“ durch den Wandquerschnitt ist in Bild 4.-6 zu sehen. Im Bild 4.-7 rechts daneben sind die Kurven zum besseren Ablesen der Phasenverschiebung des Temperaturmaximums von der Absorberoberfläche zur Innenoberfläche differenziert worden. Die gesamte Phasenverschiebung beträgt demnach 3h 15min. Das Temperaturmaximum befindet sich nach 1 h 30min in 8cm Tiefe und nach 2 h 30min in 16cm Tiefe des Wandquerschnittes.

Die folgenden Bilder 4.-8 bis 4.-13 zeigen exemplarisch für die Monate Juli 1998 und Januar 1999 die Werte der Vertikalstrahlung, der Wärmestromdichten an den Wandoberflächen sowie der Temperaturen in der Wand und der Luft innen und außen. Der direkte Vergleich der Daten eines typischen Sommermonats mit einem Wintermonat soll zeigen, dass bei einem winkelselektiven TWD-System gerade auch bei tiefem Sonnenstand thermomechanische Lastspitzen auftreten können. So bewirkt der hohe Spitzenwert der Solarstrahlung am 30.1. (Bild 4.-11) eine sehr hohe Temperaturdifferenz über dem Wandquerschnitt, die sogar etwas größer ist als die höchste Temperaturdifferenz im Juli (Bild 4.-10). In Abschnitt 4.2.2.3 werden später für diese beiden Beispielmonate die Dehnungs- und Beulungsmesswerte der Wand gezeigt (siehe Bilder 4.-20 und 4.-21).

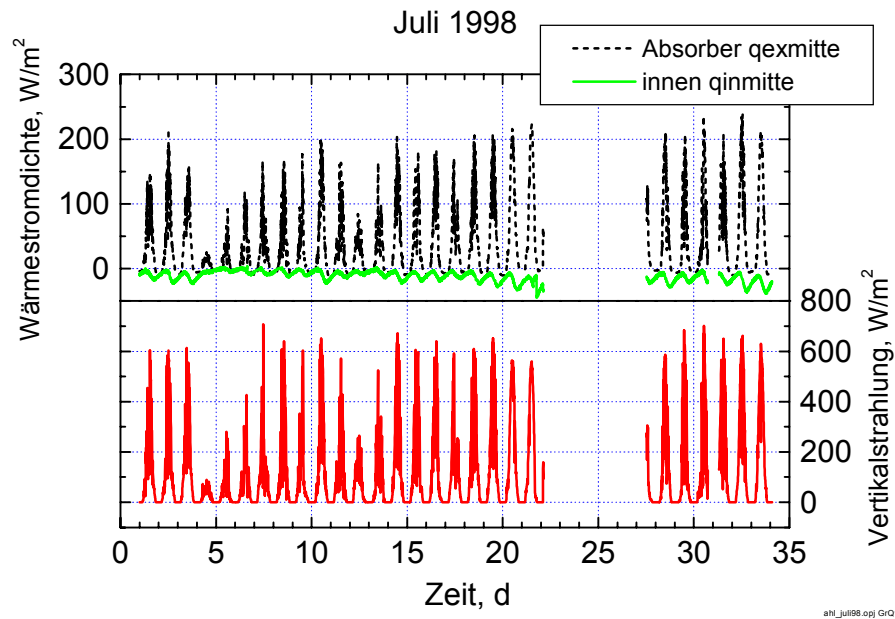


Bild 4.-8: Solare Einstrahlung (Vertikalstrahlung) sowie Wärmestromdichten auf der Wandinnenseite (Messstelle $q_{inmitte}$) und in der Absorberebene ($q_{exmitte}$) im Monat Juli 1998. Datenverlust vom 22.7.-26.7 wegen Ausfalls des Messwerterfassungssystems.

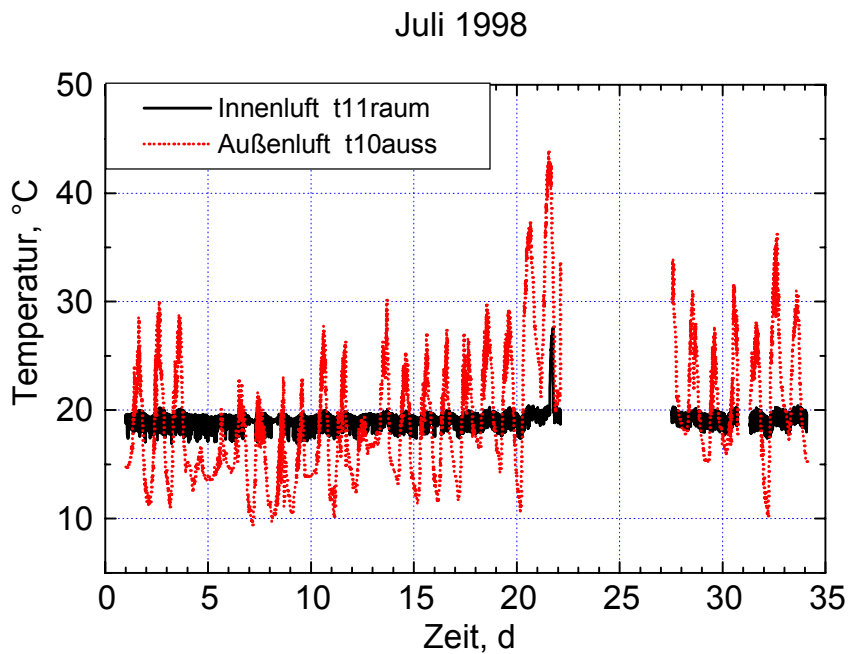


Bild 4.-9: Lufttemperatur innen (Messstelle t_{11raum}) und außen (t_{10auss}) im Juli 1998. Innenlufttemperatur geregelt.

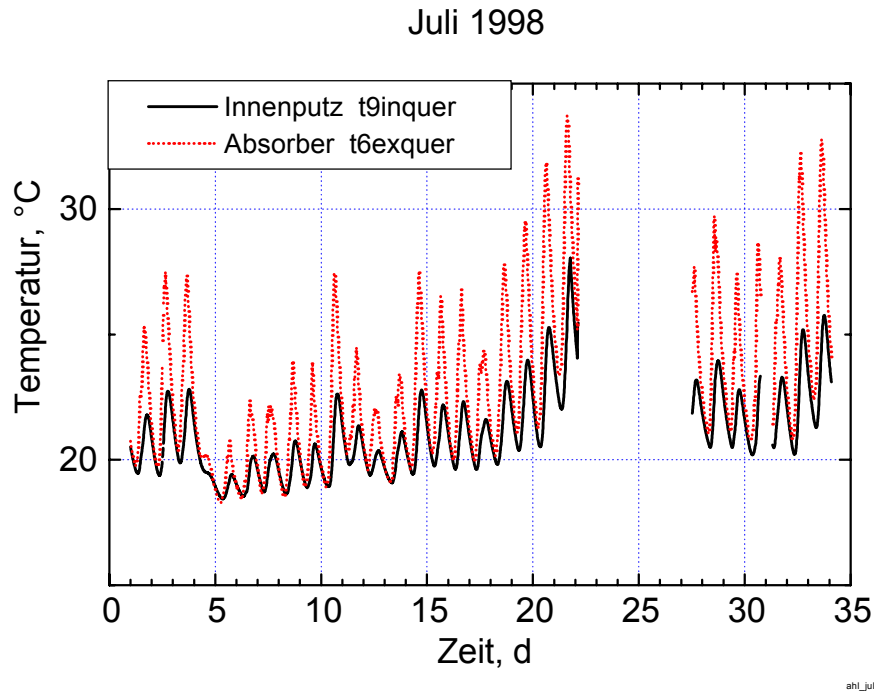


Bild 4.-10: Temperaturen unter dem Innenputz (Messstelle $t_{9inquer}$) und im Absorber ($t_{6exquer}$) im Juli 1998

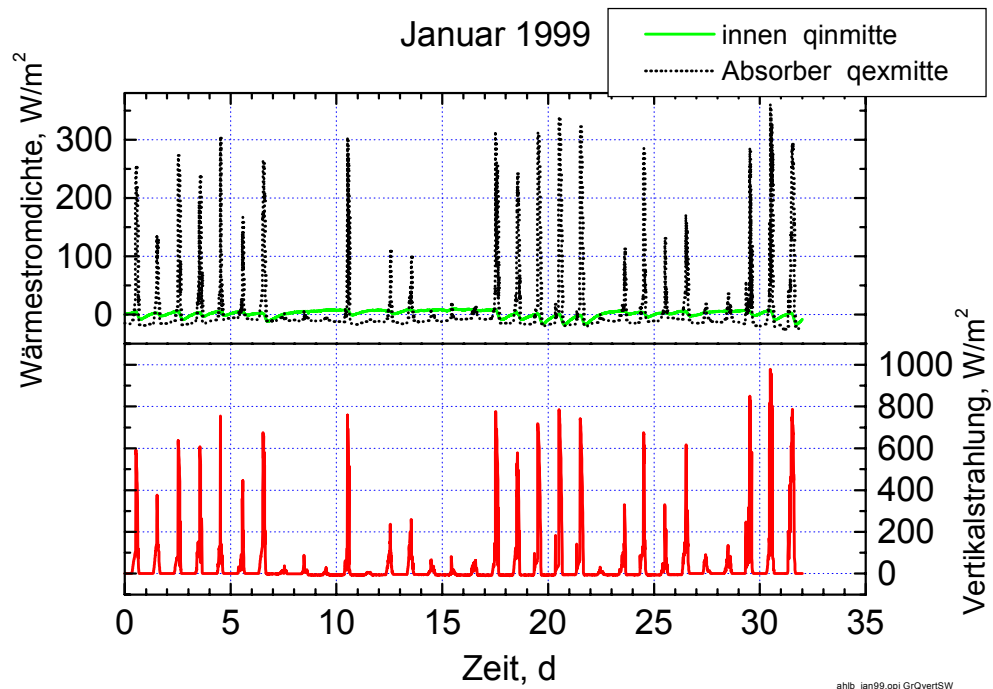


Bild 4.-11: Solare Einstrahlung (Vertikalstrahlung) sowie Wärmestromdichten auf der Wandinnenseite (Messstelle $q_{inmitte}$) und in der Absorberebene ($q_{exmitte}$) im Januar 1999

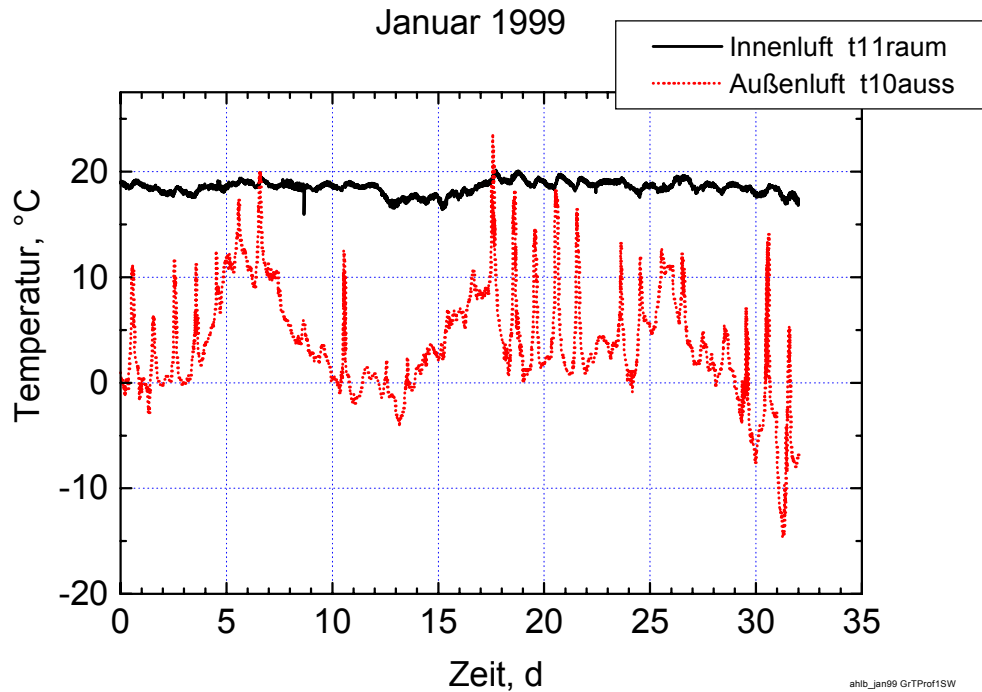


Bild 4.-12: Lufttemperatur innen (Messstelle t11raum) und außen (t10auss) im Januar 1999. Innenlufttemperatur ungeregelt.

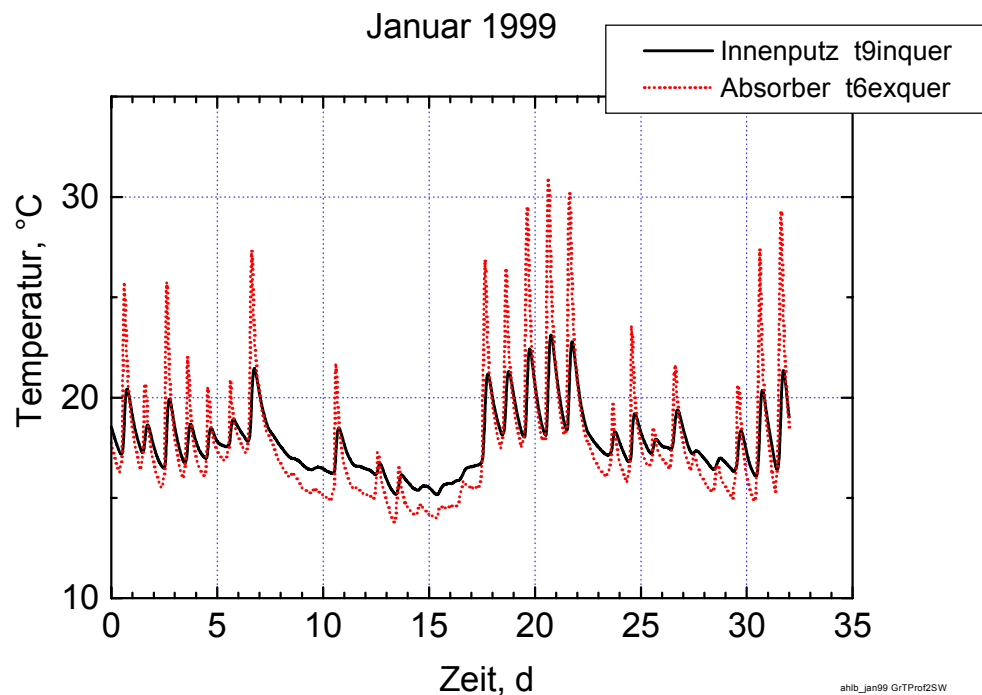


Bild 4.-13: Temperaturen unter dem Innenputz (Messstelle t9inquer) und im Absorber (t6exquer) im Januar 1999

4.2.2.2 grische Messungen

Die KS-Steine wurden vor dem Vermauern am 5.6.1998 in einem Wasserbad gelagert. Beim Aufmauern der Wand wurde jeder Stein gewogen und daraus eine mittlere Steinmasse der feuchten KS-Steine berechnet. Aus 6 Steinen der Charge ergab sich nach der Trocknung im Trockenschrank die mittlere Trockenmasse eines Mauersteines. Damit konnte die mittlere Anfangsfeuchte der KS-Steine zu 18 Vol.-% berechnet werden. Die Anfangsfeuchte des Mörtels wurde aus der verwendeten Wassermenge und unter Berücksichtigung von ca. 5 % chemisch eingebundenem Wasser zu etwa 17 Vol.-% bestimmt. Bei einem Mörtelanteil von ca. 24 % ergibt sich ein Anfangsfeuchtegehalt des Mauerwerkes von ca. 18 %. Der herausziehbare Einschub (siehe Bild 4.-2) in der Wand mit einer Oberfläche von $20 \times 30 \text{ cm}^2$ war seitlich durch eine Plexiglasumhüllung vom restlichen Mauerwerk hygrisch getrennt. Seine Position lag etwa zentral hinter der TWD. Er ließ sich wie eine Schublade aus der Wand entnehmen und ermöglichte so während der gesamten Versuchsdauer eine gravimetrische Feuchtebestimmung, die repräsentativ für die TWD-Wand war. In Bild 4.-14 ist der Trocknungsverlauf dargestellt. Die Anfangsfeuchte des in diesen Einschub hineingemauerten Mauerwerkes war 17 Vol.-%. Sie wurde aus der Anfangsmasse und der Trockenmasse nach Versucheende bestimmt. Die Endfeuchte innerhalb dieses Einschubes war am 7.4.1999 7,8 Vol.-%.

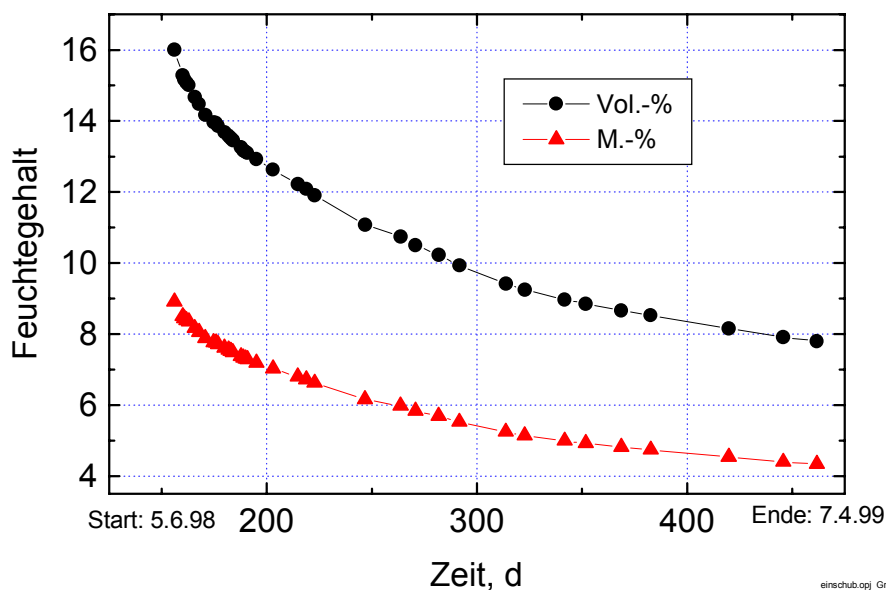


Bild 4.-14: Durchschnittlicher Wassergehalt im Wandquerschnitt während der gesamten Versuchsdauer von Mai 98 bis April 99

Weitere Messwerte zum Endfeuchtegehalt und zum Feuchteprofil im Wandquerschnitt wurden durch die Entnahme von Steinen an drei verschiedenen Stellen (siehe Bild 4.-15) der Testwand erhalten. Diese Steine wurden an der sie umgebenden Mörtelfuge herausgemeißelt. Dabei entstehende Bruchstücke wurden sofort gewogen. Teilweise gelang es auch, ganze Steine aus dem Querschnitt zu entnehmen, die dann in Scheiben gespalten wurden. Die Zeitdauer der gesamten Entnahme war kürzer als eine Stunde. Diese Vorgehensweise erschien günstiger als die Entnahme von Bohrkernen mit einer Kernbohrmaschine, bei der die Verdunstungsmenge durch die Reibungswärme relativ unbestimmt ist. Die so am

12.4.99 bzw. am 3.6.99 erhaltenen Feuchteprofile mit den dazugehörigen mittleren Endfeuchtegehalten sind in den Bildern 4.-16 und 4.-17 dargestellt. In die Berechnung der mittleren Feuchtegehalte ist für die jeweiligen Messpunkte ein die Scheibendicke berücksichtigender Wichtungsfaktor eingeflossen.

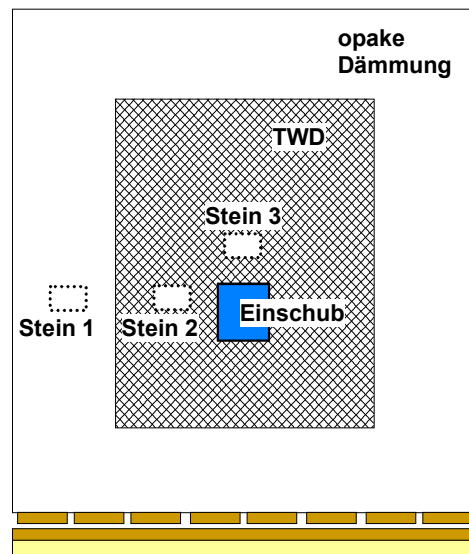


Bild 4.-15: Lage der für die Bestimmung des Feuchteprofils und der Endfeuchte entnommenen KS-Steine

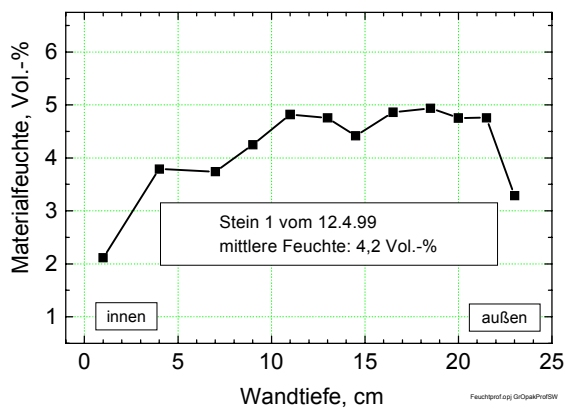


Bild 4.-16: Feuchteprofil hinter der opaken Dämmung

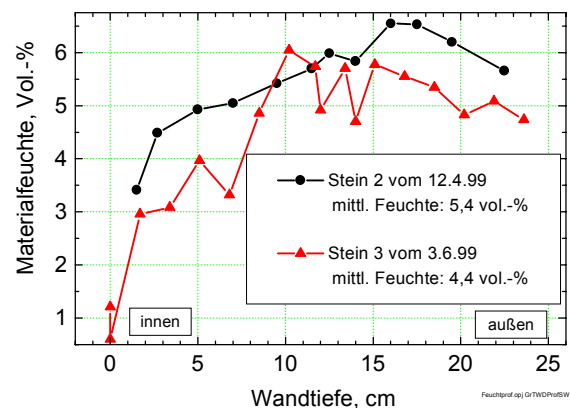


Bild 4.-17: Feuchteprofil hinter der transparenten Dämmung

Die Bilder zeigen typische Feuchteprofile mit feuchtem Kern und trockeneren Außenschichten, wobei das Profil nach innen hin stärker abfällt. Das deutet bereits darauf hin, dass in diesem Fall die Wand vorwiegend nach innen austrocknet. Die Tatsache, dass die mittlere Steinfeuchte hinter der opaken Dämmung geringfügig niedriger war, hat ihre Ursache in der Lage des entnommenen Steines nahe dem Rande. Bei großflächig opak gedämmten Bereichen ist eher eine höhere mittlere Feuchte gegenüber den transparent gedämmten zu erwarten. Der Vergleich der Endfeuchte des Einschubes am 7.4.99 (siehe Bild 4.-14) ergibt mit 7,8Vol.-% einen etwas höheren Wert gegenüber der mittleren Feuchte von 5,4Vol.-% des Steins 2,

der 5 Tage später am 12.4. entnommen wurde (Bild 4.-17). Die Abweichung ist vor allem darin begründet, dass der Einschub mit Mauerwerk einschließlich Fugen ausgefüllt war, der entnommene Stein jedoch durchgehend keine Fugen aufwies. Weitere rein qualitative Informationen über den Trocknungsverlauf innerhalb des Wandquerschnittes während der gesamten Versuchsdauer lieferten Widerstandsmessungen mit Edelstahlelektroden. Dazu wurden während des Wandaufbaues im transparent gedämmten Wandquerschnitt 7 Elektrodenpaare äquidistant in die KS-Steine eingelassen. Der elektrische Widerstand zwischen den Elektrodenpaaren wurde mit einer Wechselspannungs-Widerstandsmessbrücke gemessen. Im Bild 4.-18 sind die erhaltenen elektrischen Leitwerte in Abhängigkeit von der Wanddicke und der Versuchsdauer in einer logarithmischen Skala aufgetragen. Es sei ausdrücklich darauf hingewiesen, dass diese Darstellungsweise nicht quantitativ lesbar ist, und der abgetragene logarithmische Leitwert auch nicht proportional zur Feuchte ist. Es wird jedoch qualitativ ebenfalls ein Trocknungsprofil mit einem Feuchtemaximum erkennbar, welches zur äußeren Wandebene hin verschoben ist.

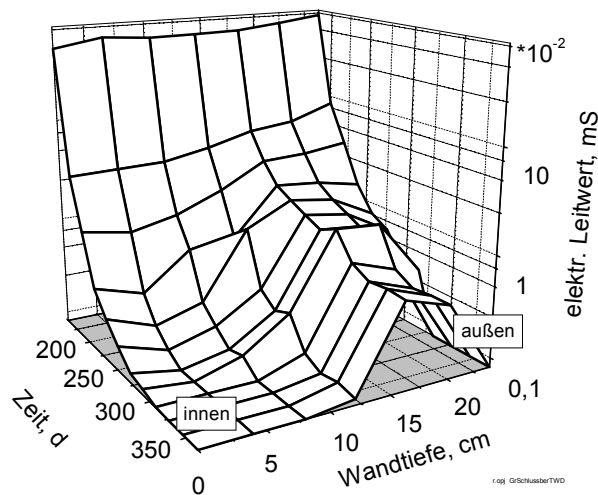


Bild 4.-18: Feuchteprofil hinter der transparenten Dämmung

4.2.2.3 Mechanische Messungen

Die Dehnungsmessungen auf der Wandinnenoberfläche ergeben zum einen eine kontinuierliche Schrumpfung der Wand im gesamten Zeitverlauf des Experimentes und zum anderen einen Tageszyklus von Verkürzung und Dehnung. Für die gesamte Versuchsdauer sind diese Dehnungen in Bild 4.-19 aufgezeigt. Von Juni 98 bis Februar 99 ist die Wand horizontal insgesamt 0,64 mm und vertikal 0,92 mm geschrumpft. Die stärkere vertikale Gesamtverkürzung ist plausibel, da auf der vertikalen Messstrecke eine größere Anzahl von Mörtelfugen vorhanden ist und außerdem wegen der Schwerkraft ein Setzungsprozess stattfindet.

Wird die Gesamtverkürzung im Zusammenhang mit der Gesamtabnahme der mittleren Feuchte in der Wand (siehe Bild 4.-14) für den gleichen Zeitraum betrachtet, so lässt sich hierfür ein mittlerer hygrischer Ausdehnungskoeffizient angeben. Er beträgt für die horizontale Messstrecke 0,11 mm/(m·M.-%) und für die vertikale Messstrecke 0,07 mm/(m·M.-%). Der Fehler, der hierbei durch die Vernachlässigung der thermischen Verkürzung der Wand wegen des

Temperaturabfalls der mittleren Wandtemperatur vom Versuchsbeginn im Juni 98 bis zum Versuchsende im Januar 99 gemacht wurde, liegt unter 10 %. Da es sich um mittlere hygrische Ausdehnungskoeffizienten über einen sehr großen Feuchtebereich sowie von zwei Materialien handelt, ist eine Übereinstimmung mit den Laborwerten der einzelnen Stoffe nicht zu erwarten. Die laborativ ermittelten hygrischen Ausdehnungskoeffizienten für Kalksandstein (siehe Bild 3.-27) liegen im gleichen Feuchtebereich (ca. 4 M.-% bis 10 M.-%) ebenfalls bei etwa 0,1 mm/(m·M.-%).

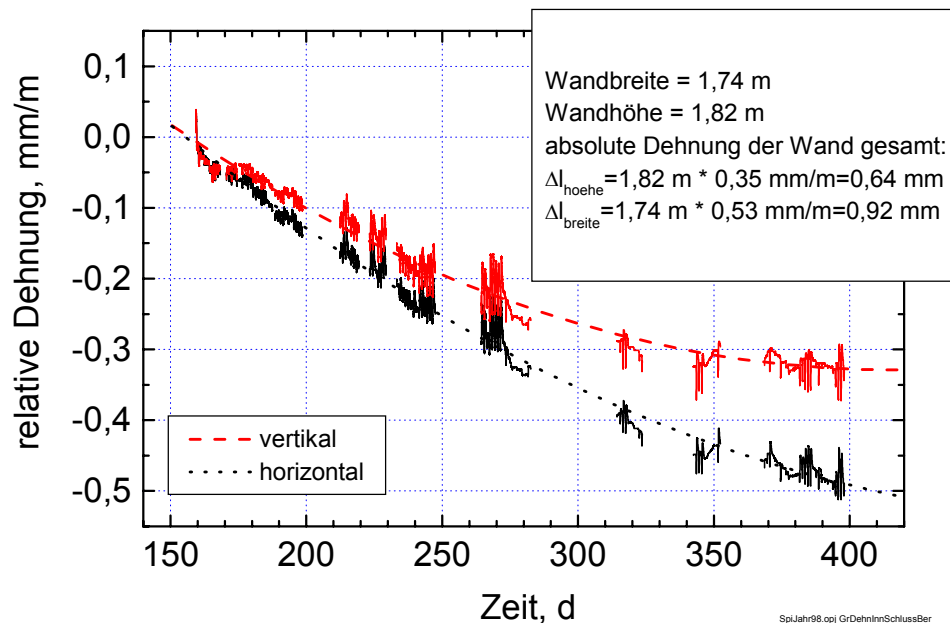


Bild 4.-19: Dehnungen auf der Wandinnenseite

Die größten Amplituden der Dehnung während eines Tageszyklus traten um den 270. julianischen Tag (27.9.98) mit einer vertikalen Dehnung von 0,11 mm/m und einer horizontalen Dehnung von 0,10 mm/m auf. Bezogen auf die Gesamt- abmessungen der Wand sind das vertikal 0,20 mm und horizontal 0,17 mm. Die Werte für die tägliche Amplitude der Beulung liegen bei strahlungsreichen Tagen um 0,1 mm. Die größten Messwerte während der Versuchsdauer wurden am 31.1.99 und am 24.9.98 mit 0,13 mm gemessen.

Für die Monate Juli 98 und Januar 99 folgt in den Bildern 4.-20 und 4.-21 exemplarisch eine Darstellung der Dehnungen und der Beulung auf der Wandinnenseite.

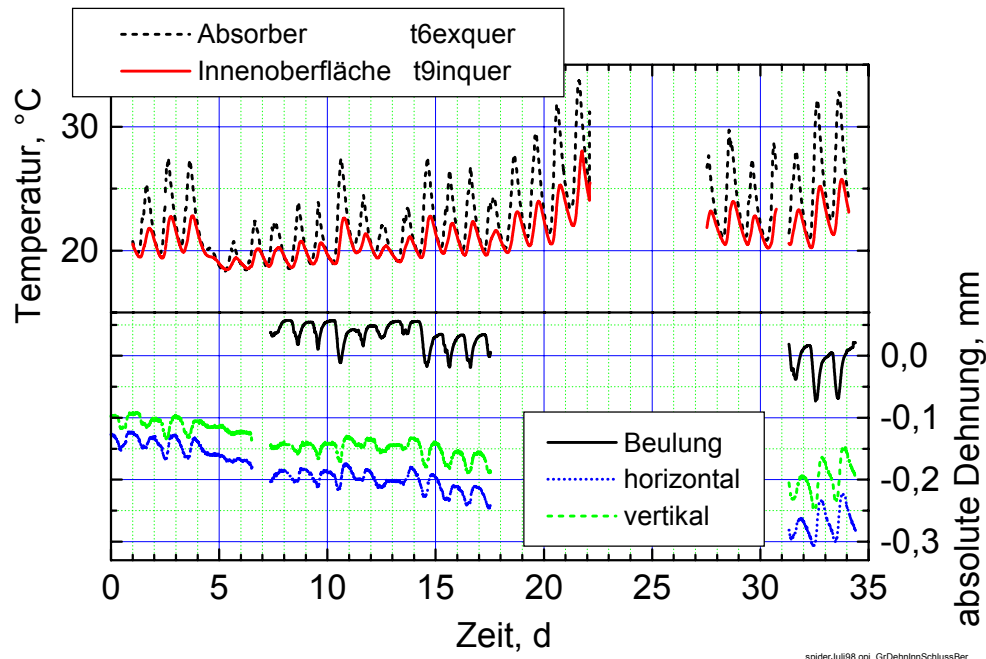


Bild 4.-20: Dehnungen und Beulung auf der Wandinnenseite im Juli 1998

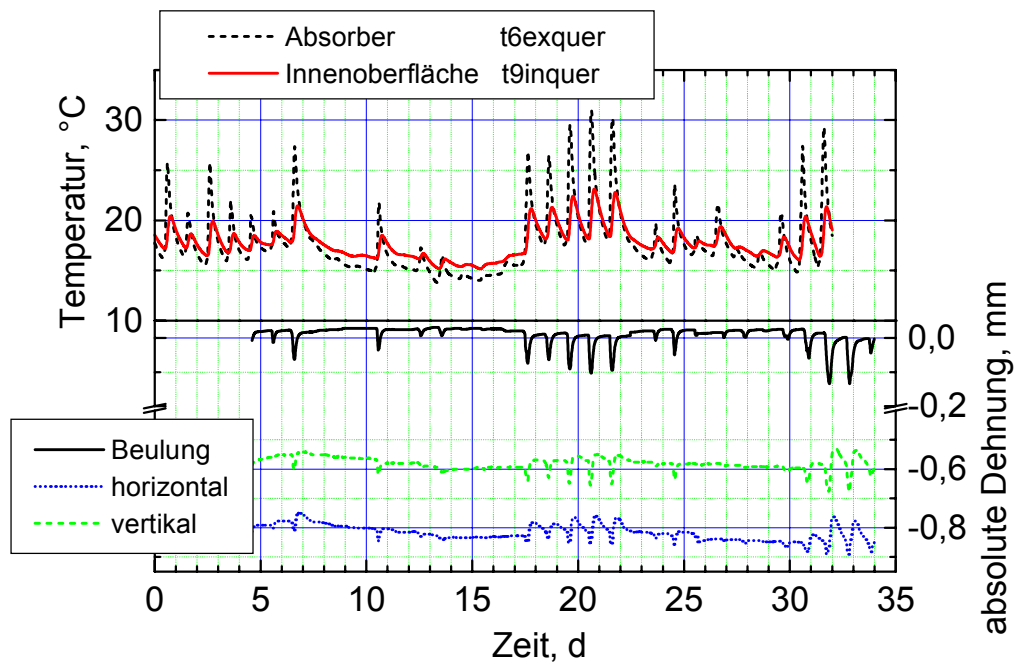


Bild 4.-21: Dehnungen und Beulung auf der Wandinnenseite im Januar 1999

Es wird deutlich, dass die maximalen täglichen Dehn- und Beulwerte mit der solaren Einstrahlung korrelieren. Die negative Richtung der Beulkurve bedeutet eine auf der Wandinnenseite wachsende konkave Krümmung. Der tendenzielle Abfall der Dehnkurven, der das Schrumpfen der Wand anzeigt, wird vordergründig durch den Trocknungsprozess bewirkt. Folgen mehrere strahlungsreiche Tage aufeinander und

ändert sich die mittlere Wandtemperatur in diesem Zeitraum nicht, messen die Dehnungssensoren eine deutliche Verkürzung (siehe z.B. Bild 4.-20, 13.7.-16.7.98). Eine merkliche Änderung der mittleren Wandtemperatur wirkt sich aber ebenfalls auf die Dehnkurven aus. Im Bild 4.-20 wird z.B. der Temperaturabfall vom 4.7.-6.7.98 auch in den sinkenden Dehnungsmesswerten sichtbar. Im gleichen Bild ist beim starken Anstieg der mittleren Wandtemperatur vom 31.7.-2.8.98 auch eine Dehnung der Wand zu sehen. Zur genauen Erläuterung eines Tageszyklus sind in den Bildern 4.-22, 4.-23, 4.-24 und 4.-25 die Kurven für den Zeitraum vom 31.7.-2.8.98 und 24.9.98-25.9.98 gezeigt.

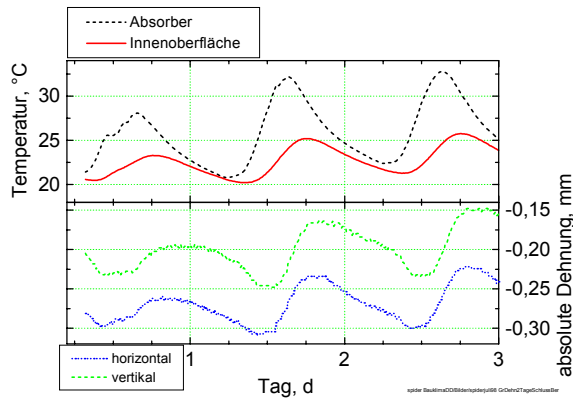


Bild 4.-22: Dehnung auf der Wandinnenseite vom 31.7.-2.8.98

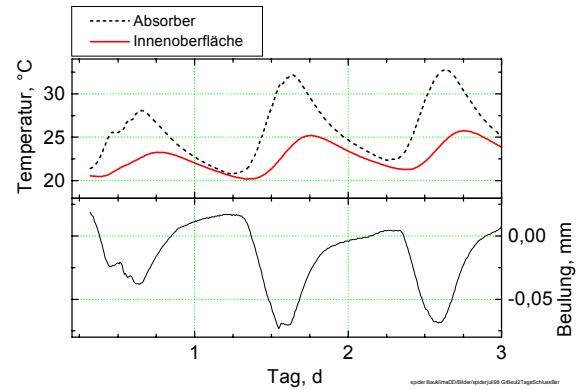


Bild 4.-23: Beulung auf der Wandinnenseite vom 31.7.-2.8.98

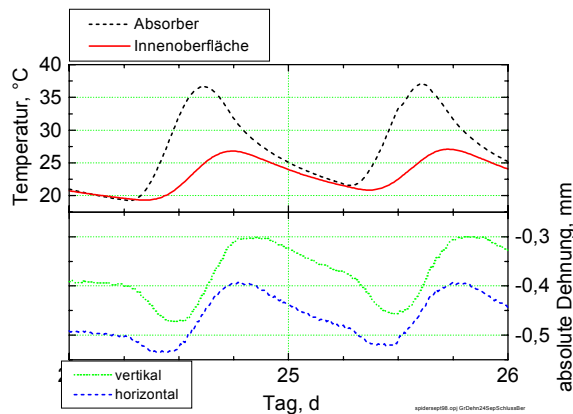


Bild 4.-24: Dehnung auf der Wandinnenseite vom 24.9.-25.9.98

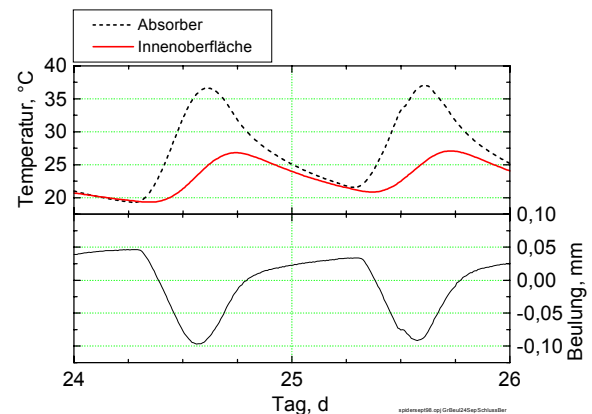


Bild 4.-25: Beulung auf der Wandinnenseite vom 24.9.-25.9.98

Bei der Interpretation der Dehnkurven in den Bildern 4.-22 und 4.-24 ist zu beachten, dass das Signal der Dehnungssensoren auf der Wandinnenseite nicht nur durch Längenänderungen der Wand insgesamt, sondern auch durch die Beulung der Wand beeinflusst wird. Allgemein können solche Durchbeulungen bei einschichtigen Wänden durch Temperatur- oder Feuchtegradienten über den Wandquerschnitt erzeugt werden. So bewirken z.B. höhere Temperaturen in den äußeren Wandschichten eine auf der Wandinnenseite konkave Beulung. Diese konkave Beulung führt zu einer Verkürzung der Messstrecke der Dehnungssensoren

(Ausschlag der Dehnkurven in negative Richtung in Bild 4.-22). Dementsprechend ist es plausibel, wenn bei einem steilen Anstieg der Absorbertemperatur zunächst die Dehnungssignale sinken. Sie sind etwa zur Zeit der maximalen Beulung lokal minimal. Die Dehnungswerte erreichen ca. 18.00-20.00 Uhr wieder ein lokales Maximum, wenn die Wandinnenseite etwa ihre Maximaltemperatur erreicht hat. Zu diesem Zeitpunkt ist die Beulung bereits stark zurückgegangen und die mittlere Wandtemperatur gestiegen.

Die Messergebnisse in Bild 4.-23 widerspiegeln sehr gut die Korrelation zwischen dem Temperaturgradienten über den Wandquerschnitt und der Beulung. Der Beulungssensor ist hier so sensibel, dass bereits geringfügige Änderungen der Absorbertemperatur durch Einstrahlungsveränderungen auf der Wandaußenseite auf der Wandinnenseite präzise als Beulungsänderungen erfasst werden. Bei einem Maximum der Temperaturdifferenz zwischen Absorbertemperatur hinter der TWD und Temperatur der Innenoberfläche ergibt sich die größte zur Wandinnenseite konkave Beulung. In Bild 4.-23 ist das täglich ca. 14.00 Uhr der Fall. Die Beulung ist dann am geringsten (lokale Maxima der Beulungskurve), wenn die Temperaturdifferenz zwischen Absorbertemperatur und Temperatur der Innenoberfläche auch minimal ist. Das tritt im vorliegenden Fall täglich ca. 6.00-7.00 Uhr auf.

4.2.3 Diskussion der Messergebnisse

Die Testwand1 wurde so konzipiert, dass durch die Wahl der Rand- und Anfangsbedingungen am ehesten mechanische Schädigungen zu erwarten wären. Die wichtigsten „negativen“ Bedingungen waren der sehr hohe Anfangsfeuchtegehalt sowie die Art des Wandaufbaues, der eine freie Verformbarkeit gewährleistet. Die freie Verformbarkeit sollte dabei im Gegensatz zu realen Fällen zu größeren Dehnungen und Durchbeulungen mit höherer Rissgefahr auf den Wandoberflächen führen. Weiterhin sollte sich der Zeitpunkt des Wandaufbaus Ende Mai/Juni auch eher negativ auswirken, da wegen der stärkeren solaren Einstrahlung mit einer raschen Trocknungsgeschwindigkeit am Anfang zu rechnen war.

Experimentell wurde diese schnellere Trocknung zu Anfang bestätigt. Es ergab sich auch ein Trocknungsprofil im Wandquerschnitt mit einem Feuchtemaximum im Kern und abfallenden Feuchten zu den Wandoberflächen hin. Dabei ist das Feuchtemaximum etwas in Richtung zur Außenoberfläche hin verschoben. Der stärkere Abfall der Materialfeuchte zum Innenraum deutet auf eine bevorzugte Trocknungsrichtung nach innen hin.

Die maximalen Absorbertemperaturen waren bei diesem Testfall $<45^{\circ}\text{C}$. Diese vergleichsweise geringen Temperaturen haben zum einen eine relativ niedrige Raumtemperatur ($\approx 18^{\circ}\text{C}$ im Sommer mit Klimagerät; 16°C – 19°C im Winter) und zum anderen wahrscheinlich größere Randverluste als Ursache. Die Wand weist mit ihren geringen Gesamtabmessungen von $182\text{ cm} \times 174\text{ cm}$ trotz der seitlichen Styropor- Dämmung Randwärmeverluste auf.

Die mechanischen Messungen ergaben Werte, die im Einklang mit dem Trocknungsverhalten und den Temperaturen im Wandquerschnitt stehen. Das Gesamtschrumpfungsverhalten korreliert mit dem Trocknungszustand der Wand. Das tagesperiodisch auftretende Dehnungs- und Beulungsverhalten lässt sich durch das Temperaturprofil im Wandquerschnitt erklären. Die Dehnungsmesswerte sind hier zwar für einen speziellen konstruktiven Fall ermittelt worden, aber es kann davon ausgegangen werden, dass das Verformungsverhalten bei ähnlichen Wandaufbauten qualitativ analog auftritt.

Die vorliegende Testwand 1 blieb frei von mechanischen und hygrischen Schäden. Die mechanische Schadensfreiheit zeigte sich vor allem in einem völlig rissfreien Innenputz. Außerdem war auch auf der äußeren Oberfläche aus transparentem Glasputz und opakem Strukturputz kein mechanischer Schaden sichtbar. Wie später in Abschnitt 5.3 gezeigt wird, steht dieses Ergebnis im Einklang mit den FEM-Spannungs- und Dehnungsberechnungen. Von der hygrischen Seite her blieben die wegen der hohen Mauerfeuchte am ehesten befürchteten längerfristigen Kondensaterscheinungen auf der Innenoberfläche des transparenten Putzes aus. Nur einige Tage nach Versuchsbeginn gab es dauerhaft Kondensat, welches aber zügig austrocknete und nach ca. 2-3 Wochen nicht mehr sichtbar war.

Bezüglich der mechanischen Schadensfreiheit am Testobjekt lässt sich schlussfolgern, dass reale Wände mit vergleichbar transparent gedämmten Flächen mit noch größerer Wahrscheinlichkeit auf der Innenoberfläche rissfrei bleiben würden. Hier würden sich zum einen niedrigere Anfangsfeuchtegehalte und zum anderen die Tatsache, dass reale Wände meist nicht zwangfrei aufgebaut sind, positiv auswirken. Durch äußere Zwänge wie z. B. Deckenlasten verformen sich reale Wände bei sonst gleichen Bedingungen weniger als die Testwand. Dadurch ist die Gefahr von rissgefährlichen Zugspannungen in den äußeren Wandschichten ebenfalls geringer.

Verallgemeinerungen zum Kondensatproblem bei der vorliegenden nichthinterlüfteten TWD-Variante lassen sich noch nicht so weitreichend aussprechen. Eine TWD-Wand mit gleichen Materialien und analogem Schichtenaufbau sollte sich auch in dieser Beziehung als unkritisch erweisen. Wie sich jedoch im Gegensatz zu Kalksandstein diffusionsdichtere Wandbaustoffe verhalten, ist noch zu prüfen.

4.3 Experimentelle Untersuchungen an der TWD-Testwand 2

Die Testwand 1 wies nur eine relativ kleine transparent gedämmte Fläche auf. Die mechanischen Spannungsspitzen waren, wie die Ergebnisse des vorigen Abschnittes zeigten, nicht rissgefährlich. Der Fall einer Wand mit einer wesentlich größeren TWD-Fläche wurde deshalb als weitere Testvariante ausgewählt. Die PASSYS-Testzellen [DONATH et al. 47] sind für einen solchen Test sehr gut geeignet. Diese Testzellen wurden während eines europäischen Forschungsprojektes zu passiven solaren Komponenten entwickelt. Sie ermöglichen es, unter realen Klimabedingungen den Wärmedurchgangskoeffizienten u und den Gesamtenergiedurchlassgrad g für ganze Fassaden bzw. Fassadenelemente zu ermitteln. Beispiele hierfür sind Wände mit Fenstern, Fassaden mit Lüftungselementen, Fassaden mit PV-Modulen oder anderen solaren Fassadenelementen.

Die PASSYS-Testanlage besteht aus einer mit 40cm Schaumpolystyrol hoch wärmeisolierten Zelle mit einem angrenzenden Serviceraum für Kühl- und Temperieraggregate. Das Testobjekt mit einer Fläche von 2,7 m x 2,7 m wird in einem Wechselrahmen montiert, der sich an der Südseite der Testzelle befindet. Mit Hilfe einer speziellen Mess- und Auswerteprozedur können die thermischen Parameter des Testobjektes bestimmt werden.

4.3.1 Aufbau der Testwand 2

Der Wandaufbau geht aus den drei folgenden Bildern hervor. Ähnlich der Testwand 1 wurde eine gleitende Unterlage für die Testwand geschaffen. Diese gleitende Lagerung besteht hier aus zwei Lagen von 5 mm dicken PVC-Platten, die durch eine

Schmierfettschicht aufeinander abgleiten können. Auf diese gleitende Unterlage wurde am 18/19.2.1999 in die Südseite der PASSYS-Testzelle eine 2,7 m hohe und 2,7 m breite 24-er Kalksandsteinwand mit Steinen im Format 2DF (Rohdichteklasse 1,8 kg/dm³, Kalksandsteinwerk Cottbus-Dissenchen) aufgemauert. Um Zwängungen durch den Wechselrahmen der PASSYS-Zelle zu vermeiden, wurde zwischen den Wandrändern und dem Rahmen ein Abstand von 3-4 cm frei gelassen. Dieser Spalt wurde mit Schaumstoff ausgefüllt und geeignet wetterfest abgedichtet. Insgesamt ermöglicht die Art des Aufbaus eine freie Dehnung und Beulung der Wand.

Am 1.3.1999 wurde der Kalk-Zement-Innenputz ca. 15 mm dick aufgetragen und an den beiden folgenden Tagen wurden die TWD-Elemente angebracht. Es wurden vier TWD-Elemente StoTherm Solar der Fläche 1,0 m x 1,2 m und der Dicke 10 cm mit dem entsprechenden Absorberkleber „Sto Solar“ aufgeklebt. Die verbleibende Fläche wurde mit Styropor-Dämmplatten der gleichen Dicke beklebt („alsecco“ Dämmkleber MK). Diese opaken Flächen wurden schließlich mit Gewebe und Armierungsmörtel („alsecco“-Armierungsmörtel L; mineralischer Leichtarmierungsmörtel) sowie Strukturputz versehen. Ein Foto der fertigen Fassade zeigt Bild 4.-27. Die Materialien sind in der Tabelle 4.-3 aufgeführt.

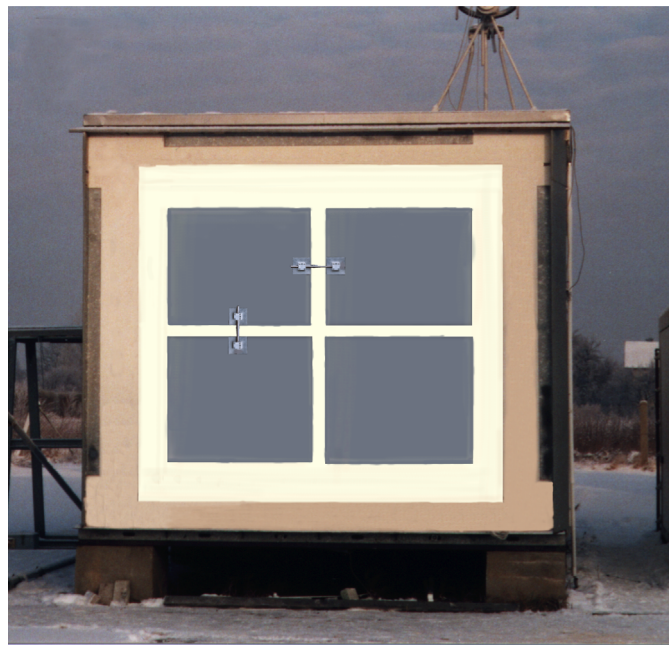


Bild 4.-27: Foto der Testwand 2 von außen.

Tabelle 4.-3: Wandaufbau der TWD-Testwand 2 im transparenten Bereich

<i>Wandschicht</i>	<i>Material</i>
Innenputz	Kalk-Zement-Putz
KS-Mauerwerk	24-er Wand; Steinformat 2DF; Rohdichteklasse 1,8 kg/dm ³ ; Kalksandsteinwerk Cottbus-Dissenchen
Absorber	Kleber „Sto-Solar“
TWD-Elemente	StoTherm Solar; Format 1,0 m x 1,2 m; Dicke 10 cm

Während des Wandaufbaues wurden Temperatur-, Feuchte-, Wärmestrom- und Dehnungssensoren appliziert.

Mit Pt100-Temperatursensoren wurden die Luft- und Wandoberflächentemperaturen innen und außen, die Temperatur innerhalb des TWD-Kapillarmaterials, die

Absorbertemperatur sowie Temperaturen im Wandquerschnitt der KS-Wand gemessen. Die Lage der Temperatursensoren und die Bezeichnung der Messstellen geht aus dem Bild 4.-32 hervor.

Als Feuchtesensoren in der KS-Wand, im Kapillarmaterial des TWD-Elements sowie der Luft in der PASSYS-Zelle kamen kapazitive Sensoren (MELA Sensortechnik GmbH, Greiz/Thüringen) zum Einsatz. Diese Sensoren erfassen die relative Luftfeuchte im Bereich von 5...95 % bei einer Umgebungstemperatur von maximal 80 °C. Die Messtoleranz liegt bei $\pm 2\%$ relativer Feuchte im Temperaturbereich von 10...40 °C. Bei Umgebungstemperaturen $>40\text{ °C}$ beträgt der Zusatzfehler 0,1 %/K. Diese Sensoren enthalten gleichzeitig einen Pt 100-Temperaturfühler. Die Lage und Bezeichnung aller Feuchtefühler zeigen die Bilder 4.-28 und 4.-29.

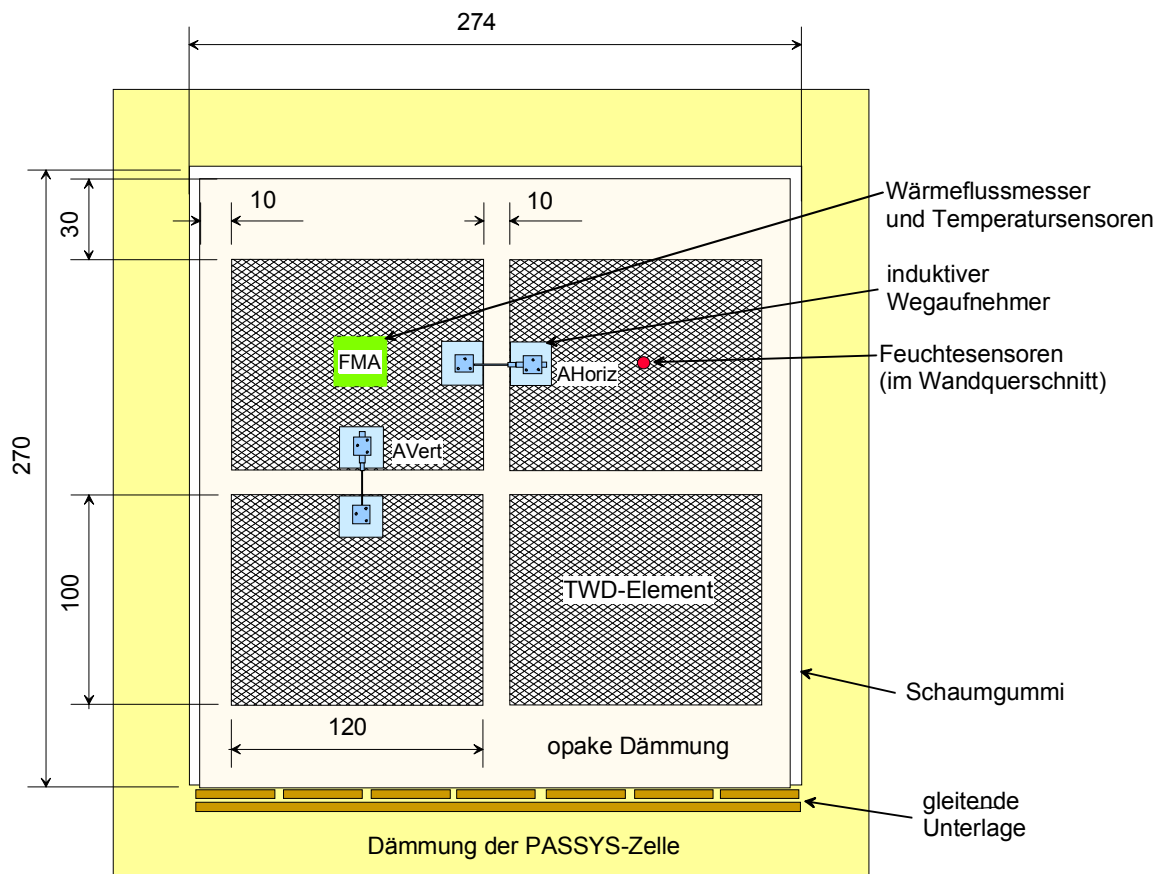


Bild 4.-28: Ansicht der Testwand 2 von außen. Eingezeichnet ist die Lage und Bezeichnung der Dehnungssensoren (AHoriz, AVert) sowie des Wärmeflussmessers (FMA)

Die Wärmestromdichten wurden an zwei gegenüberliegenden Stellen der Wand im mittleren Bereich des linken oberen TWD-Paneels mit Wärmeflussmessern (Format 12 cm x 12 cm, Fehler $<\pm 5\%$) erfasst. Auf der Wandaußenseite befindet sich der Wärmeflussmesser direkt zwischen dem TWD-Paneel und der KS-Wand in der Absorberebene. Auf der Wandinnenseite liegt der Wärmeflussmesser unter dem Innenputz (Bilder 4.-28, 4.-31, 4.-32).

Schließlich erfolgte die Messung von Wanddehnungen und Beulungen mit induktiven Dehnungssensoren (TYP WA10, Hottinger Baldwin Messtechnik, Darmstadt). Die Kennwerttoleranz ist $\leq \pm 1\%$ und die Linearitätsabweichung $\leq 0,2\%$. Hinzu kommt eine Temperaturdrift von $<\pm 0,1\%/10\text{ K}$, so dass der gesamte Messfehler dieser Wegaufnehmer für den hier möglichen Umgebungstemperaturbereich von ca.

-15...+45°C nach Herstellerangaben kleiner als $\pm 1,8\%$ ist. Die Auflösung der induktiven Sensoren ist außerordentlich hoch. So erreichen kommerzielle Dilatometer mit Sensoren des gleichen Typs Auflösungen von $< 2\text{ nm}$. Im vorliegenden Fall ist die Auflösung durch die Wahl des Eingangsverstärkungsbereiches und der Digitalisierungsschritte des AD-Wandlers auf ca. $0,5\mu\text{m}$ begrenzt. Auf der Wandaußenseite wird die Relativbewegung zwischen den Oberflächen der TWD-Elemente erfasst. Dazu wurden auf die Glasputz-Oberfläche der TWD-Elemente Aluminiumplatten ($10\text{ cm} \times 10\text{ cm} \times 0,5\text{ cm}$) aufgeklebt, auf die die Sensoren montiert wurden (siehe Bild 4.-28, Messstellen AHoriz und AVert). Die Verlängerungsstücke der induktiven Sensoren sind Spezialanfertigungen aus dehnungsarmem INVAR-Stahl. Mit dem linearen Ausdehnungskoeffizienten dieses Stahls ($\alpha = 1,7 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$) sowie dem Umgebungstemperaturverlauf kann dann eine Korrektur der Messsignale dieser Wegaufnehmer erfolgen. Diese Korrektur ist kleiner als 5 %.

Auf der Wandinnenoberfläche wird im zentralen Bereich (siehe Bild 4.-31, Messstellen IHoriz und IVert) sowie links oben (Messstellen ILOHoriz und ILOVert) die Dehnung erfasst. Hier sind die Wegaufnehmer mit Montageböcken befestigt, welche auf der Wandoberfläche verklebt und verdübelt sind. Die Verlängerung der Messstrecken auf 25cm erfolgte ebenfalls mit Stäben aus INVAR-Stahl. Auf eine Korrektur infolge der Eigendehnungen des INVAR-Stahles kann hier wegen der geringen Raumlufthtemperaturschwankungen verzichtet werden. An einer senkrechten Stahltraverse sind weitere Sensoren verschraubt, welche die Durchbeulung der Wand messen (siehe Bilder 4.-29 und 4.-31, Messpunkte Beul1 und Beul2). Die Stahltraverse ist so montiert, dass über die oberen und unteren Befestigungspunkte keine Kräfte eingeleitet werden können, die Eigenverformungen hervorrufen könnten.

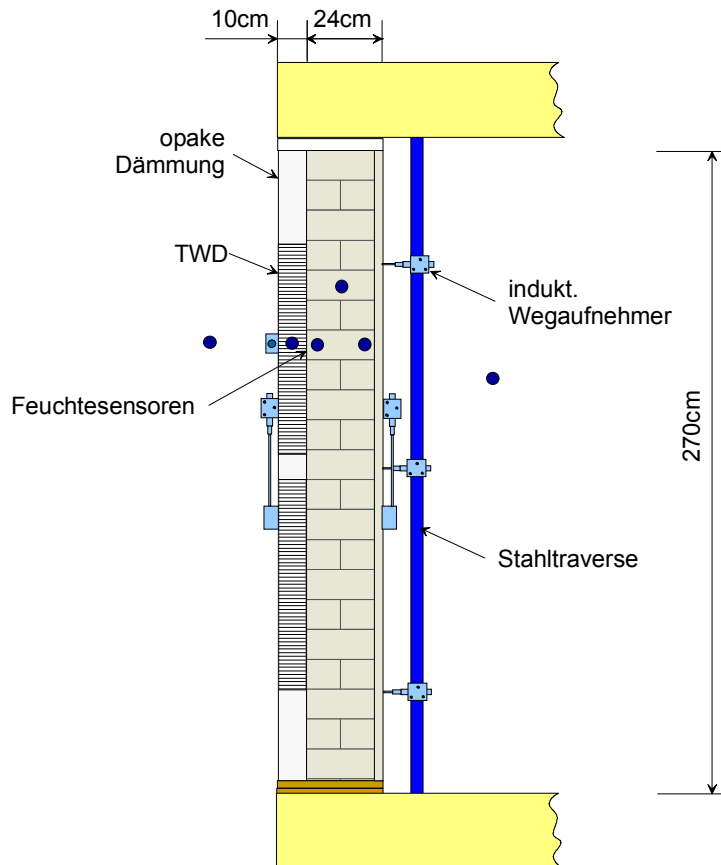


Bild 4.-29: Seitenansicht der Testwand 2 (Schnittbild)

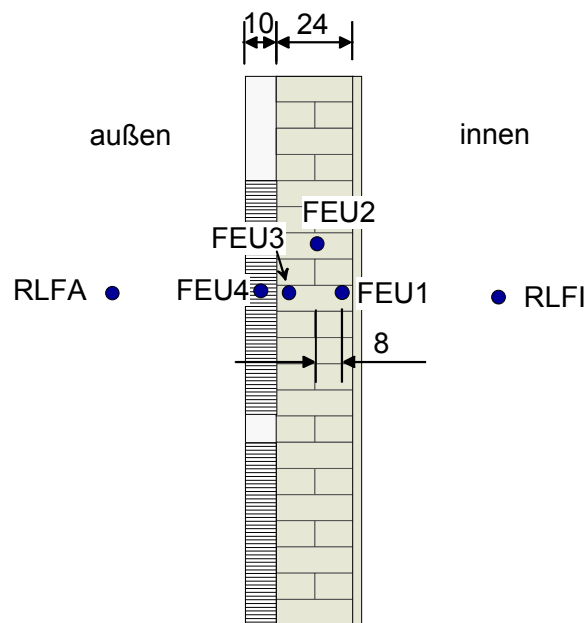


Bild 4.-30: Lage und Bezeichnung der Feuchtesensoren (RLFI, FEU1, FEU2, FEU4, FEU4, RLFA) zur Messung der relativen Luftfeuchten. Die Sensoren FEU1-FEU4 enthalten gleichzeitig einen Pt100-Tempersensor (Messstellen TF1–TF4)

Zur Überprüfung einer Langzeitdrift der induktiven Sensoren wurden parallel zu den Messstellen Beul1, Beul2, Ivert und Ihoriz mechanische Absolutmessuhren angebracht (Typ ID-C125B, Mitutoyo). Die Auflösung beträgt 1µm bei einem

absoluten Fehler von $\leq 3 \mu\text{m}$. Die Ablesung dieser Messuhren erfolgte in größeren Abständen während der gesamten Wandmessung von März-Oktober 1999 sowie für ausgewählte Tage stündlich.

Weiterhin wurden die Vertikalstrahlung (hierbei ist mit Vertikalstrahlung die Summe aus diffuser und direkter Vertikalstrahlung gemeint) auf die nach Süden gerichtete Testwand, die senkrecht einfallende Regenmenge sowie die Windrichtung und Windstärke gemessen.

Die Aufzeichnung aller Daten erfolgte im 10-Minuten Takt.

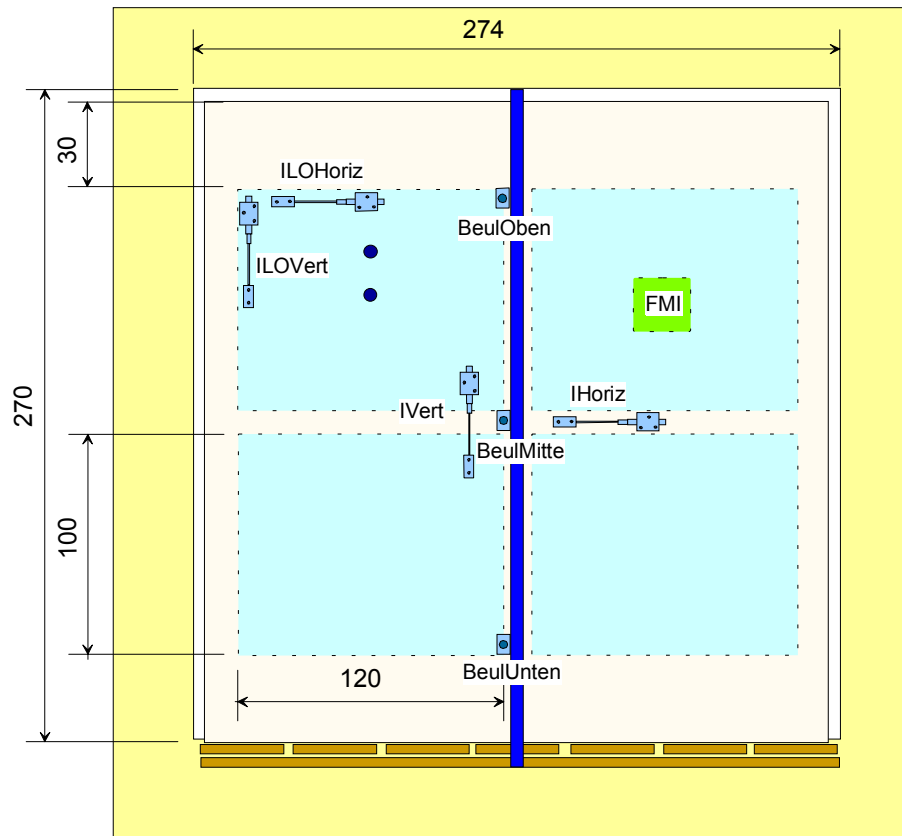


Bild 4.-31: Ansicht der Testwand 2 von innen. Eingezeichnet ist die Lage und Bezeichnung der Dehnungssensoren (BeulOben, BeulMitte, BeulUnten, IHoriz, Ivert, ILOHoriz, ILOVert) sowie des Wärmeflussmessers auf der Innenseite (FMI)

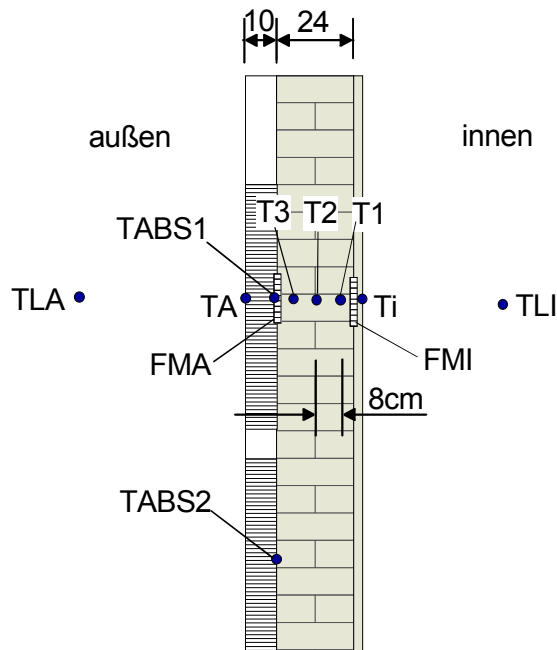


Bild 4.-32: Lage und Bezeichnung der Temperatursensoren (TLI, Ti, T1, T2, T3, TABS1, TABS2, TA, TLA) sowie der Wärmeflussmesser (FMI, FMA)

4.3.2 Messergebnisse

Die Ergebnisse der thermischen, hygrischen und mechanischen Messungen an der Testwand 1 werden in den folgenden Abschnitten dargestellt. Die Diskussion und Bewertung dieser Messungen im Zusammenhang wird im anschließenden Abschnitt 4.3.3 ausgeführt.

4.3.2.1 Thermische Messungen

Der Start der Messwerterfassung der thermischen und hygrischen Messung der Testwand war am 3.3.1999. Die folgenden Bilder 4.-35-4.-40 zeigen exemplarisch für die Monate März und April 1999 die Werte der Vertikalstrahlung, der Wärmestromdichten an den Wandoberflächen sowie der Temperaturverläufe innerhalb der Wand und der Luft innen und außen.

Die Absorbertemperaturen der vorliegenden TWD-Anordnung überstiegen in der Regel nicht 60°C. Die maximalen Absorbertemperaturen lagen im März bei ca. 52°C, sanken dann tendenziell bis Juni um etwa 10K und erreichten Ende Oktober mit 62°C die Maximalwerte. Als ein weiteres Beispiel für die Winkelselektivität des StoTherm-Solar TWD-Systems kann der Maximalwert der in die Wand eintretenden Wärmestromdichte angesehen werden. Der diesen Messwert erfassende Wärmestromdichtesensor ist direkt auf die Absorberoberfläche geklebt (siehe Bild 4.-31, Messstelle FMA). Die größten Werte treten auch hier wieder im März sowie Oktober mit ca. 300W/m² auf und liegen im Juni/Juli mit etwa 170W/m² am tiefsten.

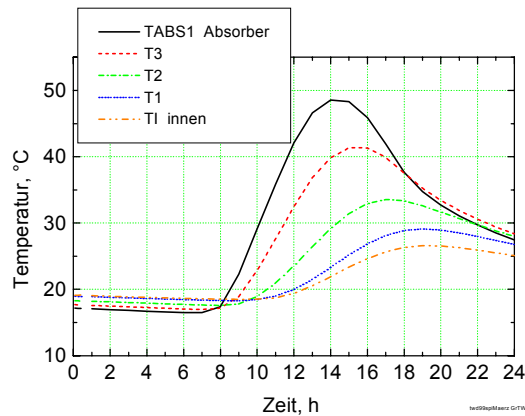


Bild 4.-33: Temperaturen im Wandquerschnitt am 12.3.99 (71. julianischer Tag)

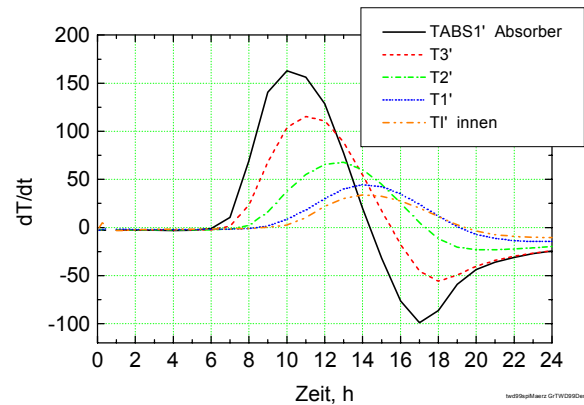


Bild 4.-34: Differenzierte Temperaturen am 12.3.99

Im Bild 4.-33 sind die Temperaturverläufe innerhalb der Wandschichten für den sonnigen 12. März 99 aufgezeichnet. Daneben sind diese Kurven zum leichteren Ablesen der Phasenverschiebung des Temperaturmaximums differenziert worden. Die Phasenverschiebung innerhalb eines Tageszyklus beträgt 4 h 45 min.

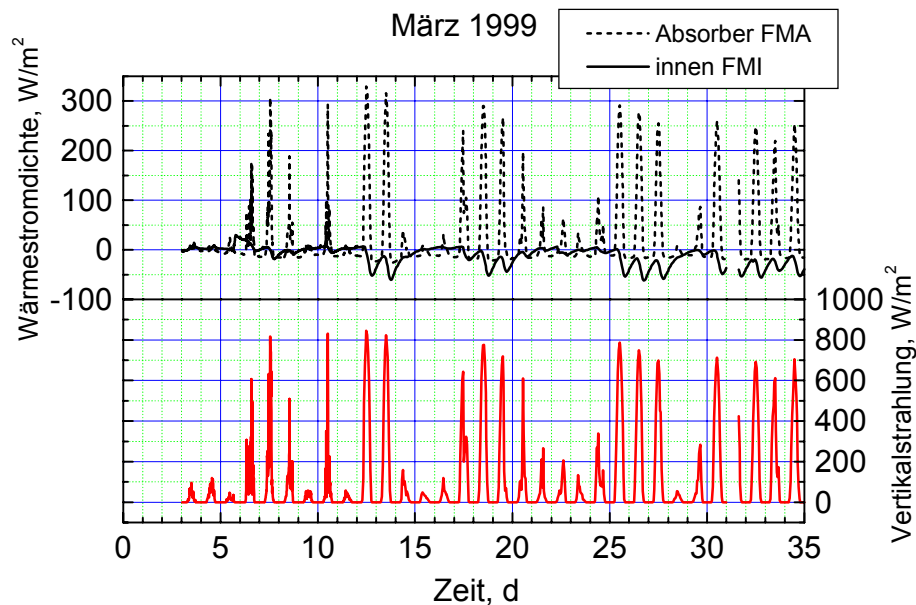


Bild 4.-35: Solare Einstrahlung (Vertikalstrahlung) sowie Wärmestromdichten auf der Wandinnenseite (Messstelle FMI) und in der Absorberebene (FMA) im Monat März 1999

Die Vorzeichen der Wärmestromdichten in Bild 4.-35 sind so gewählt, dass eine in die Massivwand eintretende Wärmestromdichte positiv ist. Demnach ist dann ein in den Raum gerichteter Wärmestrom negativ, was im Einklang mit der Definition eines negativen U-Wertes bei Wärmegewinn steht.

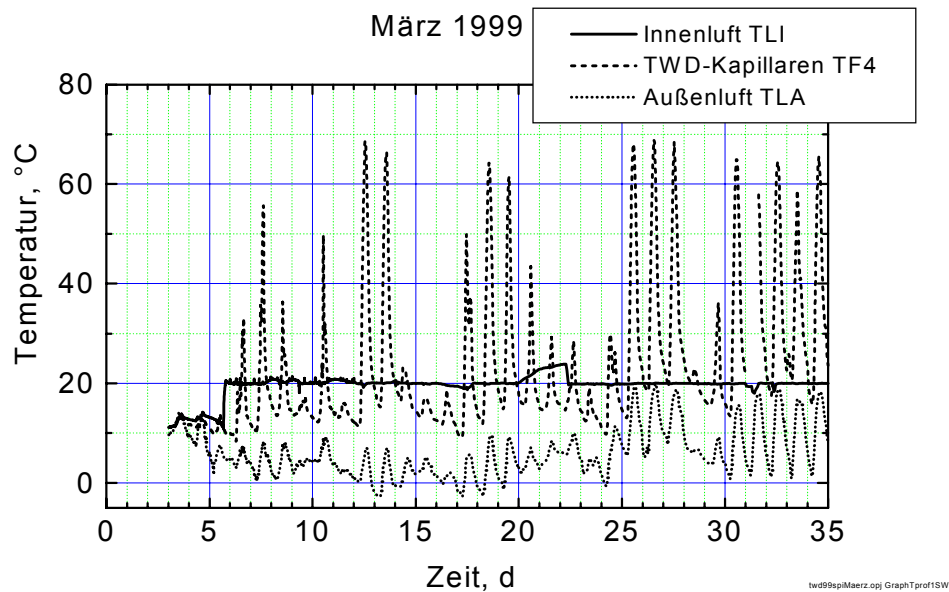


Bild 4.-36: Temperaturen der Innenluft (Messstelle TLI), der Außenluft (TLA) sowie Temperatur innerhalb des TWD-Kapillarmaterials (TF4) im Monat März 1999. (Die Innenlufttemperatur wurde auf 20 °C geregelt)

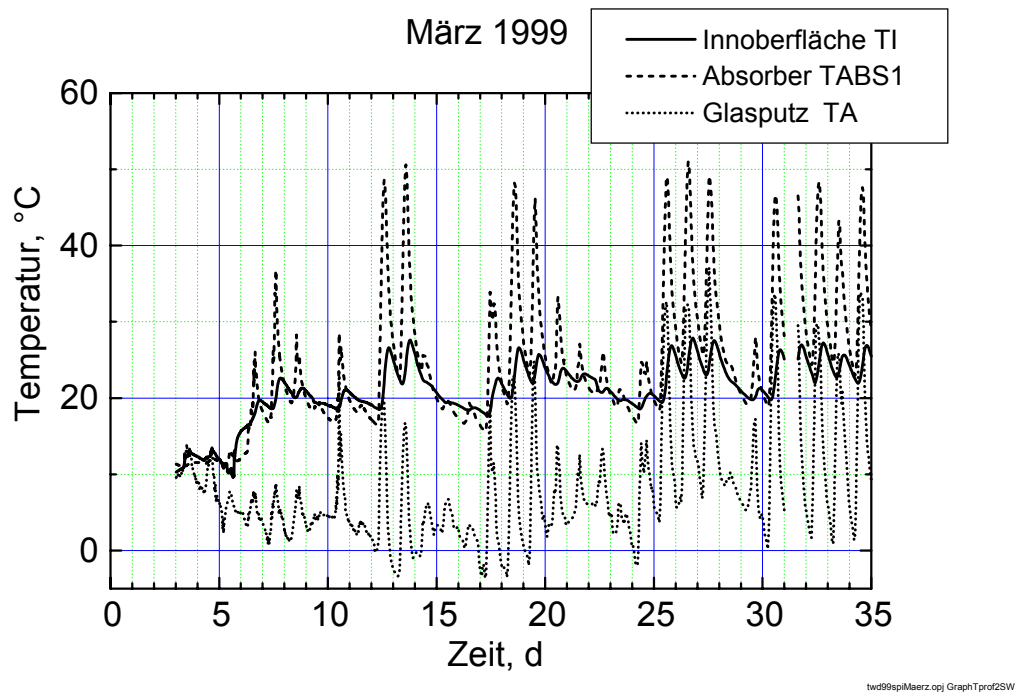


Bild 4.-37: Temperaturen auf der Wandinnenoberfläche (Messstelle TI), in der Absorberebene (TABS1) sowie auf dem äußeren Glasputz der TWD (TA) im Monat März 1999

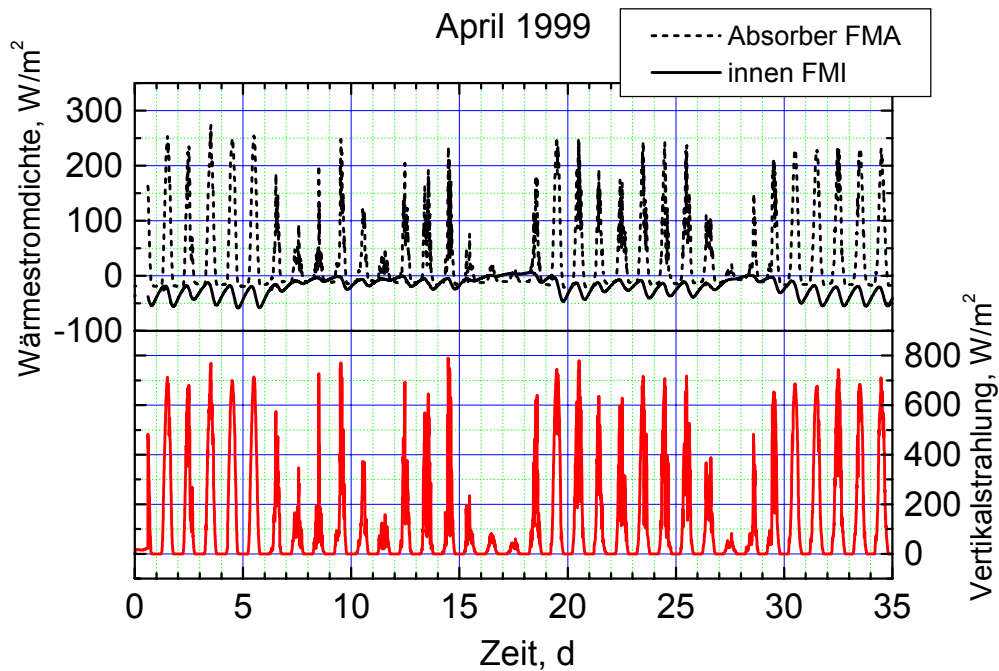


Bild 4.-38: Solare Einstrahlung (Vertikalstrahlung) sowie Wärmestromdichten auf der Wandinnenseite (Messstelle FMI) und in der Absorberebene (FMA) im Monat April 1999

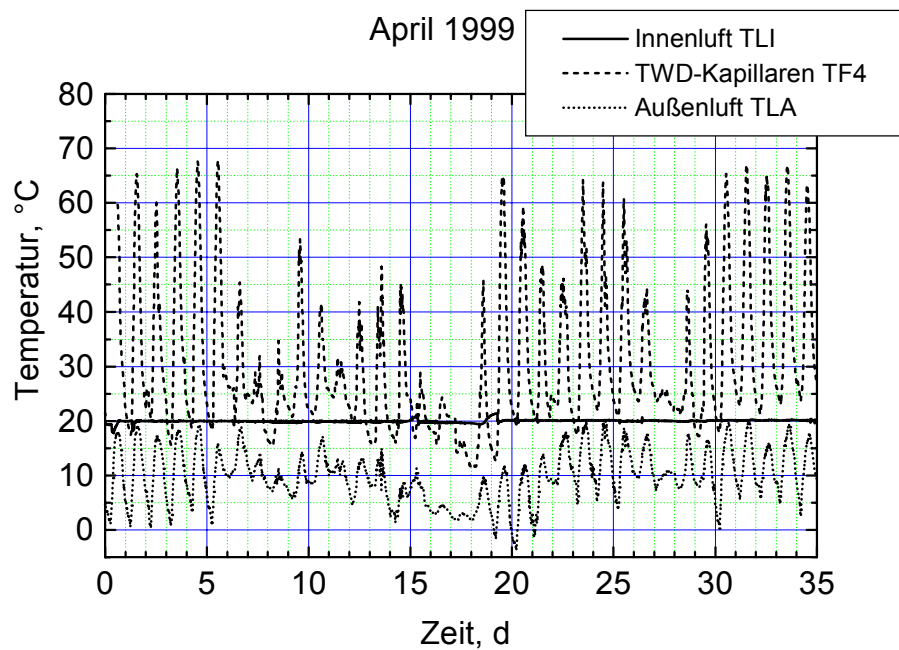


Bild 4.-39: Temperaturen der Innenluft (Messstelle TLI), der Außenluft (TLA) sowie Temperatur innerhalb des TWD-Kapillarmaterials (TF4) im Monat April 1999

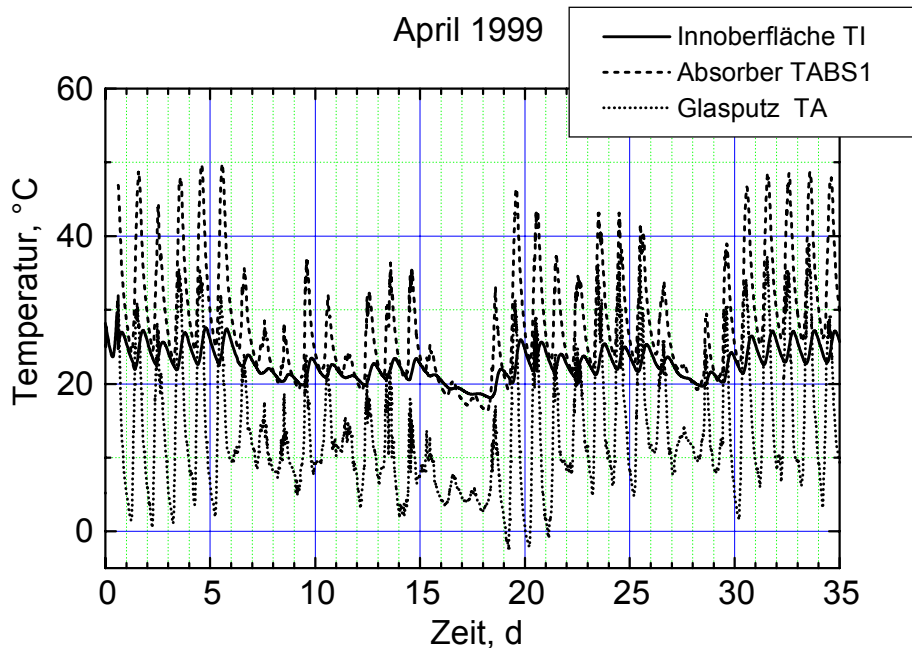


Bild 4.-40: Temperaturen auf der Wandinnenoberfläche (Messstelle TI), in der Absorberebene (TABS1) sowie auf dem äußeren Glasputz der TWD (TA) im Monat April 1999

4.3.2.2 grische Messungen

Bei der TWD-Testwand2 wurde im Gegensatz zur ersten auf eine Befeuchtung der Steine vor dem Vermauern verzichtet. Während bei der Wahl der hohen Anfangsfeuchte der Testwand1 das Ziel verfolgt wurde, eine Extremsituation zu schaffen, sollte der zweite Wandaufbau mehr den realen Verhältnissen entsprechen. Zur Ermittlung der Anfangsfeuchte des Mauerwerkes wurde aus 5 KS-Mauersteinen der gleichen Charge durch Heruntertrocknen die mittlere Steinfouchte zu 1,34 M.-% ($=2,41 \text{ Vol.-%}$ bei $\rho_{\text{trock}}=1800 \text{ kg/m}^3$) bestimmt. Für den Mörtel und den Innenputz ergibt sich aus dem Wasserverbrauch und unter Vernachlässigung der Hydratation eine Anfangsfeuchte von 17,5 Vol.-% bzw. 18,3 Vol.-%. Wird hier eine chemische Einbindung von ca. 5 % des Wassers berücksichtigt, so ergibt sich etwa 17 Vol.-% Anfangsfeuchtegehalt für Putz und Mörtel. Bei einem Mörtel- und Putzanteil von 24 % am gesamten Mauerwerksvolumen beträgt die mittlere Anfangsfeuchte des Mauerwerkes 5,9 Vol.-%.

Die Endfeuchte des Mauerwerkes wurde ebenfalls gravimetrisch gemessen. Dazu wurden beim Abriss der Testwand im Oktober 1999 ganze KS-Steine aus dem transparent gedämmten Bereich entnommen. Es wurden dabei solche Steine gewählt, die durchgehend von der Innenoberfläche zur Außenoberfläche eingebaut waren. Diese Steine wurden sofort in Scheiben gespalten und einzeln gewogen. Durch anschließendes Trocknen ergaben sich die Feuchteprofile im Wandquerschnitt, die im Bild 4.-41 zu sehen sind.

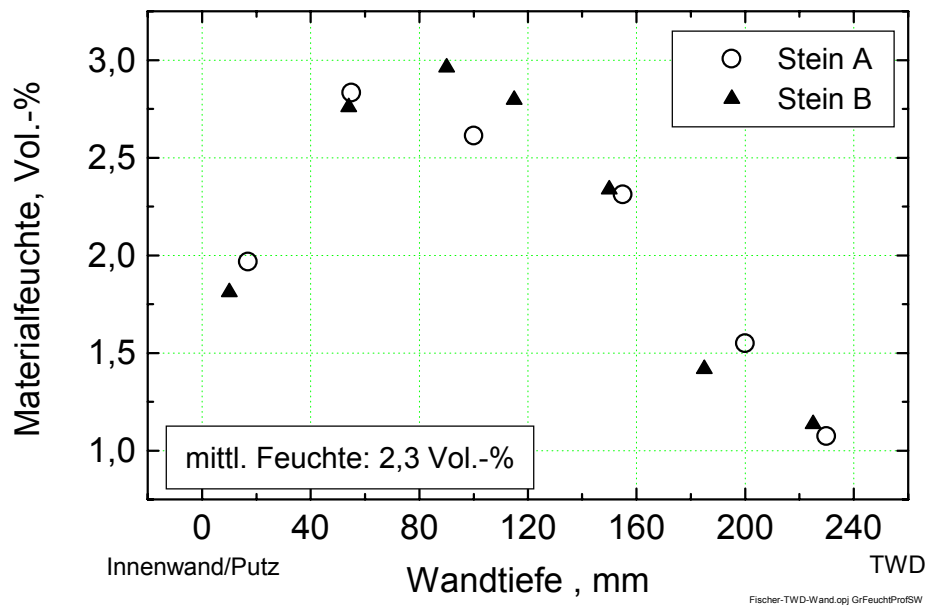


Bild 4.-41: Feuchteprofil im Wandquerschnitt unter der TWD. Gravimetrische Messwerte vom Oktober 1999.

Im Folgenden werden die hygrischen Messergebnisse sowohl exemplarisch für die Monate März und April als auch über den gesamten Messzeitraum übersichtlich dargestellt. Die Lage der Sensoren ist in Bild 4.-30 eingezeichnet.

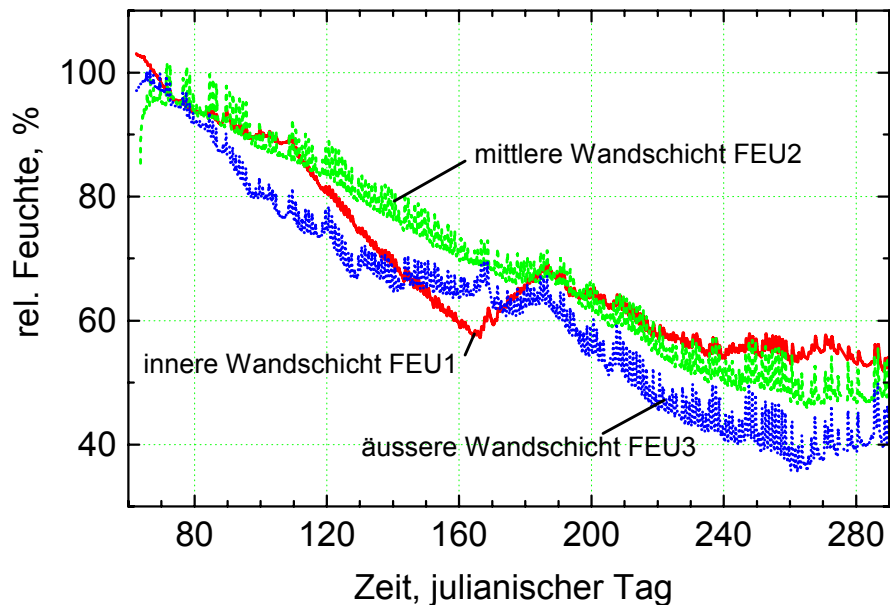


Bild 4.-42: Verlauf der Materialfeuchten im Wandquerschnitt während der gesamten Versuchsdauer

Die Endfeuchten aus Bild 4.-42 erlauben einen Vergleich mit dem Feuchteprofil aus Bild 4.-41. Die Positionen der Feuchtesensoren FEU 1 (rote Kurve), FEU 2 (grüne Kurve) und FEU 3 (blaue Kurve) liegen in 40 mm, 120 mm und 200 mm Wandtiefe (siehe auch Bild 4.-30). Die Endfeuchte in der äußeren Wandschicht (blaue Kurve in Bild 4.-42) ist demnach in Übereinstimmung mit dem Feuchteprofil am niedrigsten. Hier entspricht auch der Materialfeuchtwert von ca. 1,5 Vol.-% in Übereinstimmung mit der Sorptionsisotherme von Kalksandstein aus Abschnitt 3.2.2 der gemessenen relativen Luftfeuchte von 54 %. Die Endfeuchten der mittleren und inneren Wandschicht liegen ebenfalls in Übereinstimmung mit dem Feuchteprofil höher als die der äußeren Schicht.

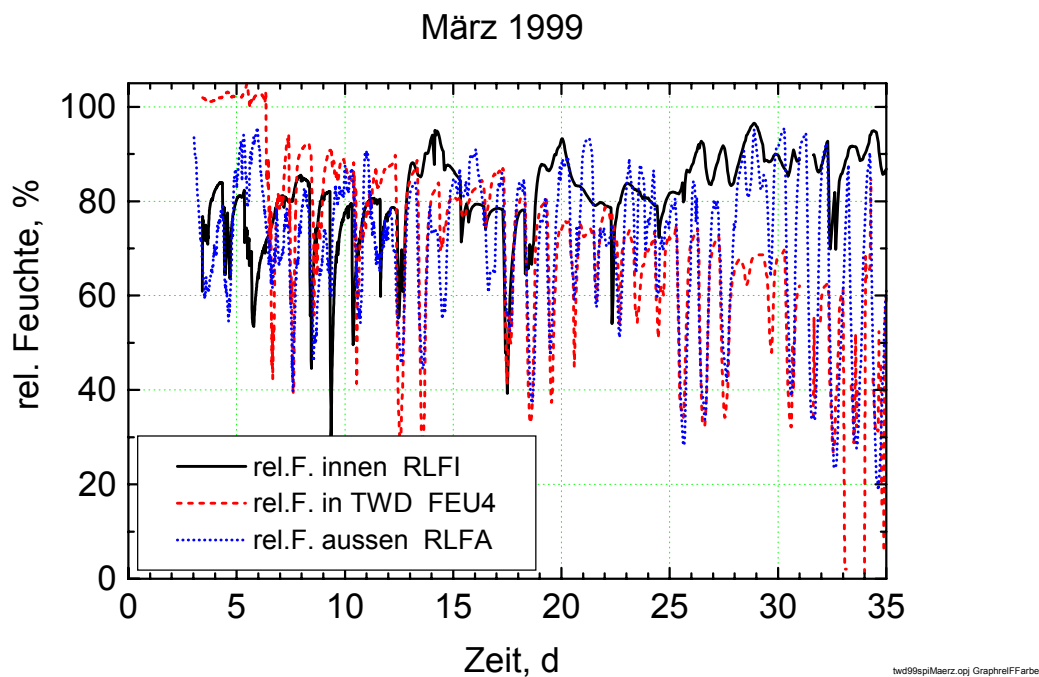


Bild 4.-43: Relative Luftfeuchten innen (Messstelle RLFI), außen (RLFA) sowie innerhalb des Kapillarmaterials der TWD (FEU4)

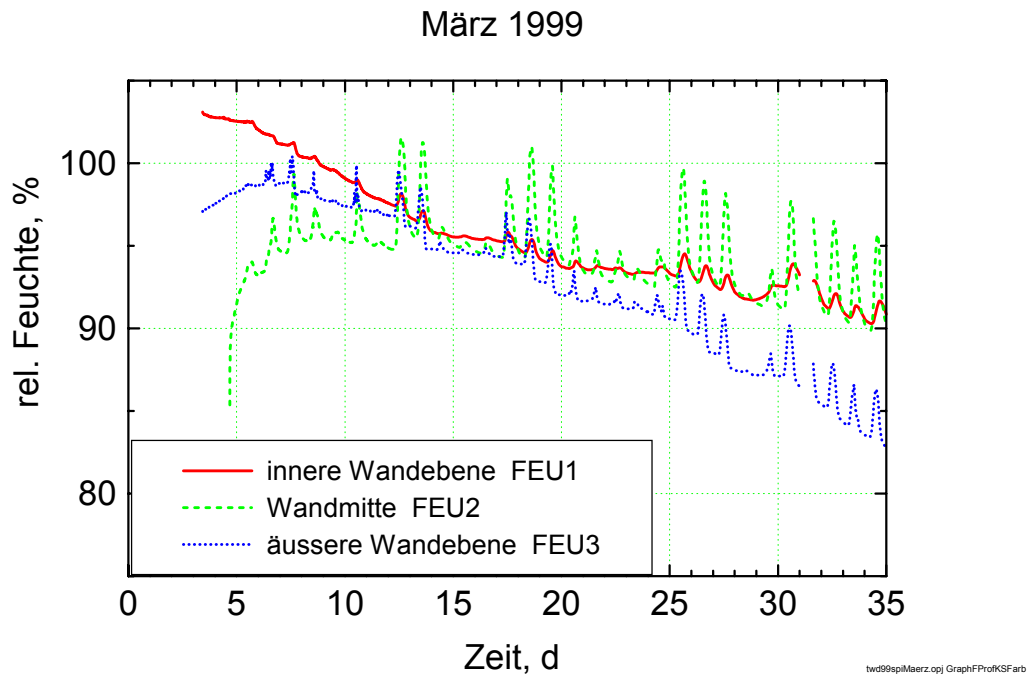


Bild 4.-44: Feuchte der KS-Wand im Wandquerschnitt hinter der TWD

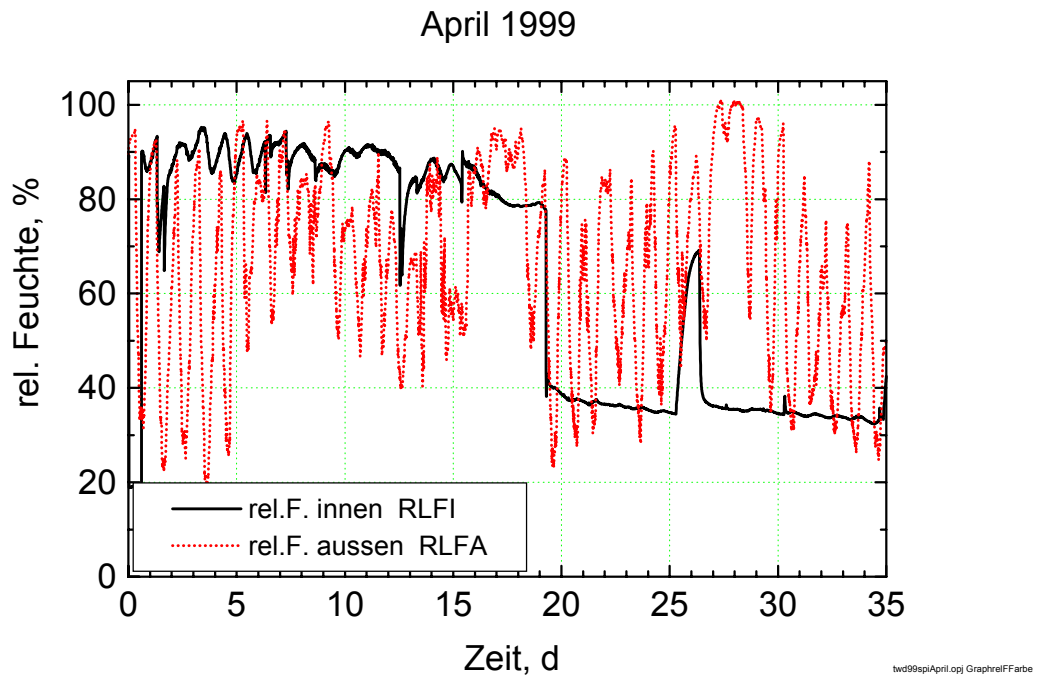


Bild 4.-45: Relative Luftfeuchten innen (Messstelle RLFI) und außen (RLFA).
Ab dem 19. April Einsatz eines Entfeuchters im Innenraum.

Ab dem 19. April wurde das Trocknungsregime der TWD verändert. Es erfolgte der Einsatz eines Luftentfeuchters im Innenraum bis zum 18. Juni 1999. Am 25. April gab es einen Ausfall des Entfeuchters. Die in Bild 4.-45 erkennbare Absenkung der relativen Luftfeuchte im Innenraum wirkt sich sofort auf das Feuchteprofil der Wand aus. Im folgenden Bild 4.-46 erhöht sich ab dem 19. April auch merklich die Trocknungsgeschwindigkeit der inneren Wandschicht (Messstelle FEU 1).

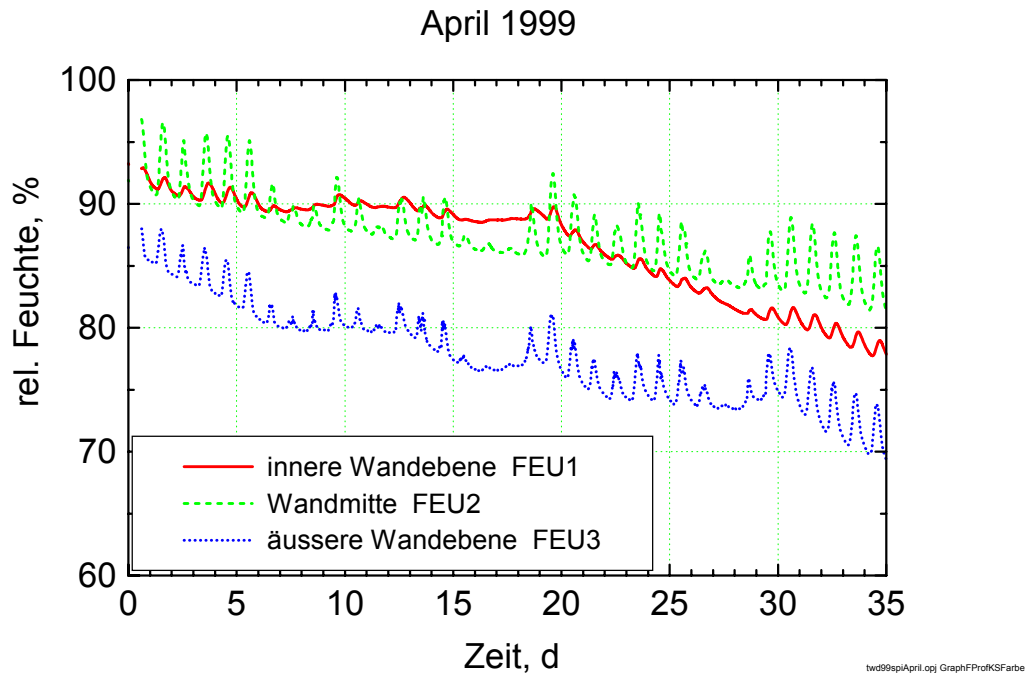


Bild 4.-46: Feuchte der KS-Wand im Wandquerschnitt hinter der TWD

4.3.2.3 Mechanische Messungen

Die mechanischen Dehnungsmessungen begannen am 5.3.1999 und wurden wie die thermischen und hygrischen Messungen bis zum Ende des Versuches im Oktober 1999 ausgeführt. Wegen Problemen mit der Zuverlässigkeit der Datenerfassungssoftware kam es in einigen Zeitabschnitten zu Datenverlusten. Das beeinträchtigte jedoch nicht die Aufzeichnung der Gesamttendenz der mechanischen Wandbewegungen. In den Bildern 4.-47 und 4.-49 sind die Dehnungsverläufe dargestellt, die von den Sensoren auf der Wandinnenoberfläche (Bild 4.-31) aufgezeichnet wurden. Im Gesamtverlauf sind die Dehnungen auf der Innenoberfläche in Wandmitte (Messstelle IHORIZ) sowie im Bereich der Wandecke (Messstellen ILOHORIZ und ILOVERT) sehr ähnlich. Ab dem 109. julianischen Tag nimmt die Schrumpfungsgeschwindigkeit bis etwa zum 170. julianischen Tag deutlich zu. Diese Zeitspanne korreliert mit jenem Zeitraum, in dem im Innenraum die relative Luftfeuchte durch einen Luftentfeuchter gesenkt wurde. Die zur Überprüfung der Langzeitdrift der induktiven Dehnungssensoren zusätzlich angebrachten Absolutmessuhren zeigen im Bild 4.-48 das gleiche Verhalten der Schrumpfungsgeschwindigkeit. Analog zum Bild 4.-47 ist zwischen dem 109. und 170. julianischen Tag die Schrumpfungsgeschwindigkeit auf der vertikalen Messstrecke größer als auf der horizontalen. Hier wirkt sich offensichtlich die

Tatsache aus, dass beim senkrechten Sensor mehr Mörtelfugen von der 25 cm langen Messstrecke überbrückt werden als auf der vertikalen.

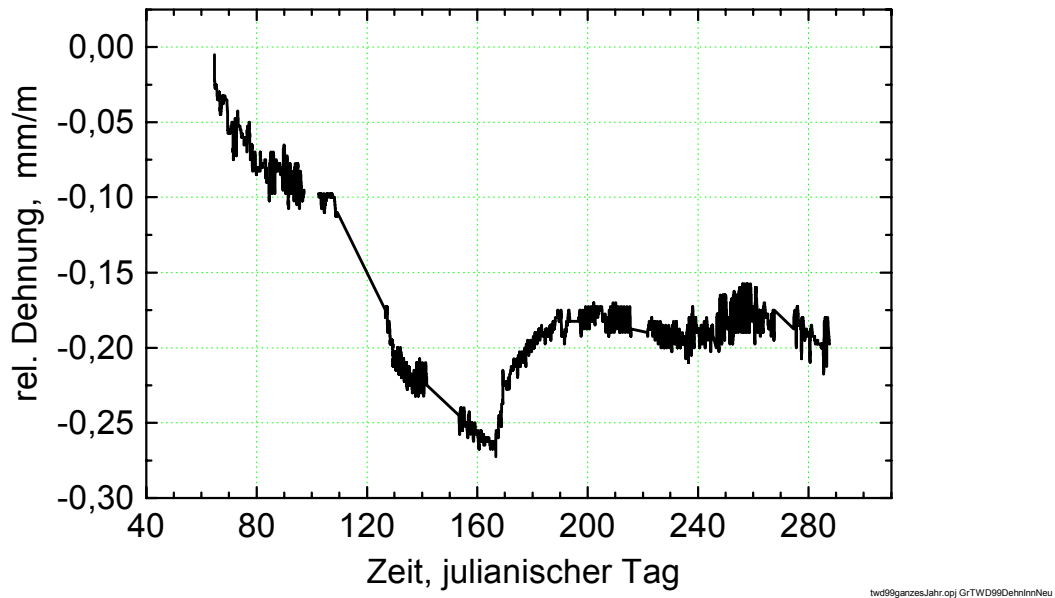


Bild 4.-47: Horizontale Dehnung auf der Innenoberfläche der Testwand im mittleren Wandbereich (Induktiver Dehnungssensor).

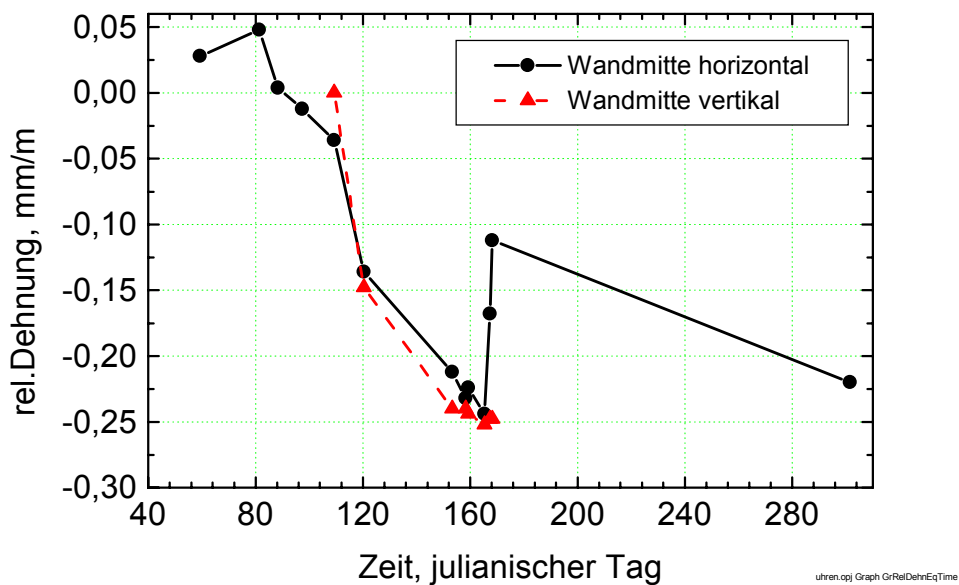


Bild 4.-48: Horizontale und vertikale Dehnung auf der Innenoberfläche der Testwand im mittleren Wandbereich (Absolutmessuhren).

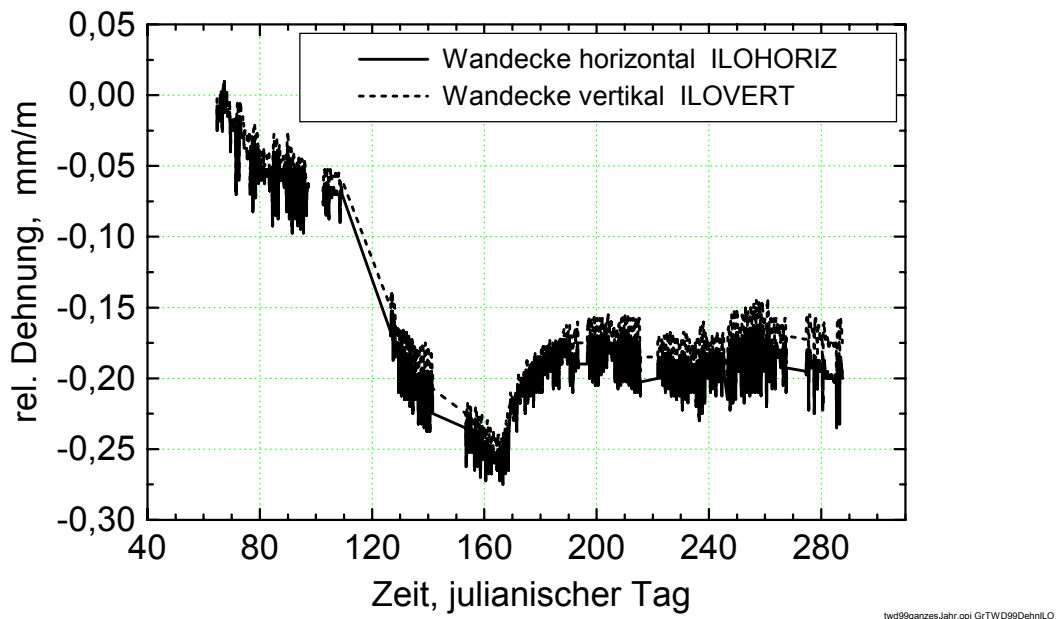


Bild 4.-49: Horizontale und vertikale Dehnung auf der Innenoberfläche der Testwand in der Wanddecke (Induktive Dehnungssensoren).

Insgesamt zeigen die Dehnungsverläufe analog zur TWD-Testwand 1 eine tägliche Periode von Dehnung und Schrumpfung sowie eine Schrumpfung über den gesamten Messzeitraum. Letzere wird durch den Trocknungsprozess verursacht. Die tägliche Periodizität wird hauptsächlich vom Temperaturprofil im Wandquerschnitt bestimmt. Das wird an der Darstellung der Dehnungen auf der Wandinnenseite zusammen mit den Temperaturen im Wandquerschnitt für drei ausgewählte sonnige Tage im September 1999 in Bild 4.-50 deutlich.

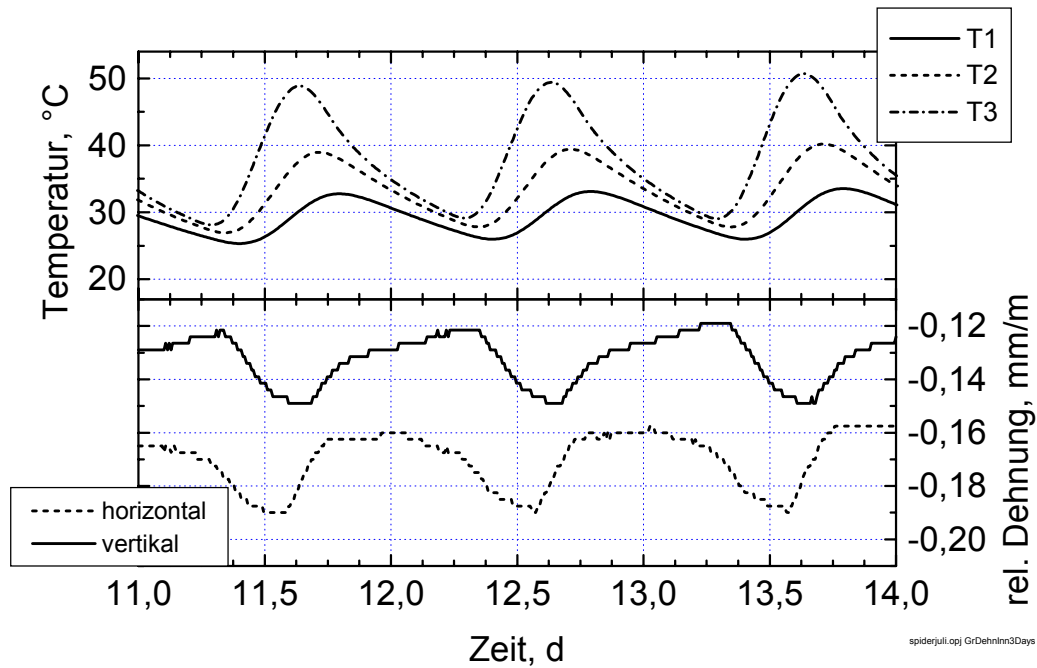


Bild 4.-50: Horizontale und vertikale Dehnung auf der Innenoberfläche der Testwand im mittleren Wandbereich sowie Temperaturen im Wandquerschnitt für 3 Tage im September 1999.

Für die Dehnungssensoren auf der Außenseite der TWD-Wand (Anbringung und Lage siehe Bilder 4.-27 und 4.-28) ergeben sich typische Dehnungsverläufe, deren Signaturen durch den Temperaturgang der Außenluft bestimmt werden. Bild 4.-51 zeigt beispielhaft die Messwerte für einige Tage im September 1999. Während der gesamten Messperiode an der Versuchswand war die jeweilige tägliche Amplitude der Dehnungen auf der Außenoberfläche stets kleiner als 100 μm . Das gilt sowohl für die horizontale als auch für die vertikale Messstrecke.

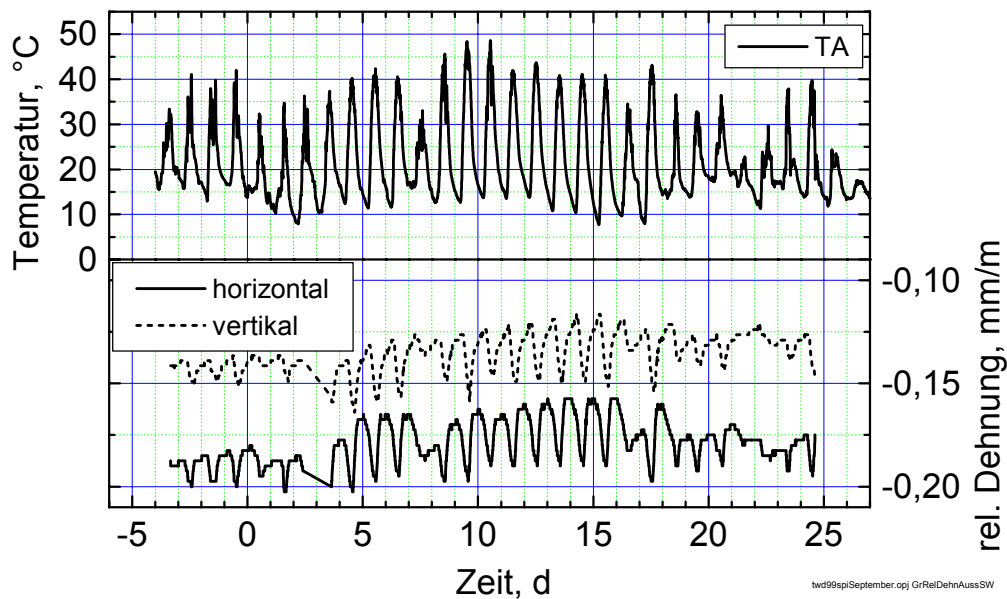


Bild 4.-51: Horizontale und vertikale Dehnung auf der Außenoberfläche der Testwand (Messstellen AHoriz und Avert) sowie Temperatur auf der Wandoberfläche (Messstelle TA) im September 1999.

4.3.3 Diskussion der Messergebnisse

Nachdem die Ergebnisse der hygrischen Messungen in 4.3.2.2 zunächst nur mitgeteilt wurden, sollen im Folgenden die Messwertverläufe näher betrachtet werden. In den ersten 10 Tagen der Messung bis etwa zum 15. März dominieren im KS-Mauerwerk kapillare Feuchteausgleichsvorgänge (siehe Bild 4.-44). Die sehr hohen Feuchtwerte des Innenputzes (Messstelle FEU1) nehmen in dieser Zeitspanne rasch ab. Die äußeren und mittleren Wandschichten (FEU3, FEU2) weisen dagegen in den ersten 3 Tagen steigende Feuchtwerte auf.

Bis zum 19. April (109. julianischer Tag) wurde ein Messregime ausgeführt, im Verlaufe dessen die Feuchtigkeit aus der Luft des Innenraumes der PASSYS-Zelle nur geringfügig abgeführt wurde (siehe Bild 4.-45). In diesem Zeitraum, der ein sehr ungünstiges Nutzerverhalten mit schlechter Lüftung nachbilden sollte, liegen die Werte der relativen Luftfeuchte innen im Bereich um 80-90 %.

Der Prozess der Wandaustrocknung hinter der TWD soll am Beispiel der drei sonnenreichen Tage vom 25.3.-27.3.99 (Bild 4.-52, Temperaturen siehe Bild 4.-36) erläutert werden. Ab 6.00 Uhr steigt die Lufttemperatur außen (TLA) und damit die Temperatur im TWD-Kapillarmaterial (TF4). Während dieses Temperaturanstieges und damit des steilen Anstieges des Wasserdampf-sättigungsdruckes sinkt an diesen Positionen die relative Luftfeuchte. Der absolute Wasserdampfpartialdruck innerhalb des TWD-Kapillarmaterials steigt jedoch an, und es diffundiert Wasserdampf in die Wand. Das Ansteigen der Feuchte in der Wand erfolgt, an den Feuchtemesswerten gut sichtbar, beginnend von den äußeren Wandschichten (FEU3) zeitversetzt nach innen (FEU2 und FEU1). Insgesamt diffundiert in dieser Phase Feuchtigkeit durch die Wand in den Innenraum. Ab etwa 18.00 Uhr ist die Temperatur im TWD-Kapillarmaterial (TF4) wieder unter die Wandtemperatur gesunken. Der Wasserdampfpartialdruckgradient ist dann wieder von der äußeren Wandschicht

nach außen zum Kapillarmaterial hin gerichtet. Ein Teil der vorher in die Wand eingedrungenen Feuchtigkeit diffundiert zurück. Insgesamt ist nach einem Tageszyklus die Feuchte in der äußeren Wandschicht merklich gesunken (siehe Bild 4.-52 FEU3), während es sogar möglich ist, dass die Feuchte in der mittleren Wandebene noch etwas ansteigt (Bild 4.-52 FEU2). Die gravimetrisch bestimmten Feuchteprofile im Wandquerschnitt (Bild 4.-41) bestätigen diese Überlegungen. Hier ist zu erkennen, dass die Wand unter der transparenten Dämmung am stärksten ausgetrocknet ist.

Die Feuchtwerte innerhalb des TWD-Materials sinken tendenziell bei Sonneneinstrahlung (siehe Bild 4.-43, Gesamttendenz von FEU4 TWD). Nachdem der Feuchtesensor innerhalb des TWD-Materials (FEU4 TWD) während der ersten 3 Tage nach dem Wandaufbau auf Grund der Baufeuchte noch relative Luftfeuchten um 100 % anzeigt, sinken diese Werte ab dem sonnigen 6. März merklich.

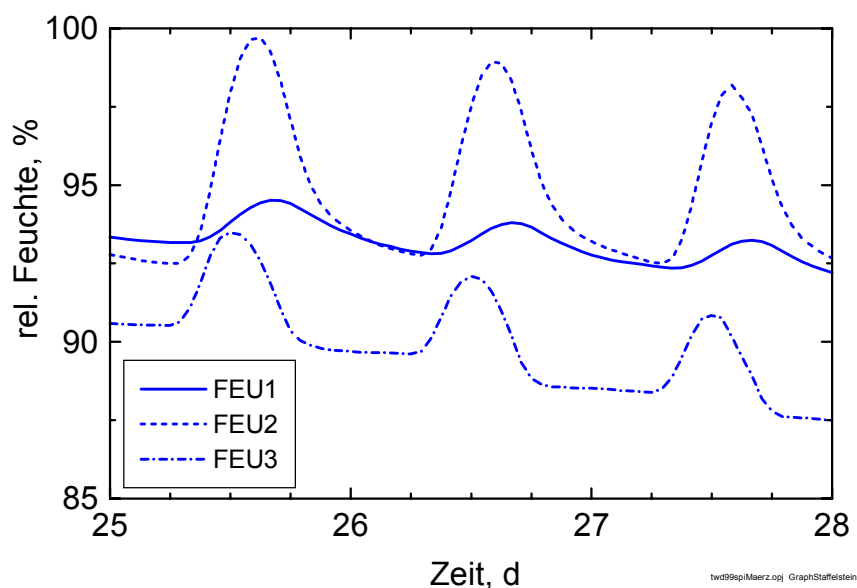


Bild 4.-52: Feuchteverlauf im Wandquerschnitt hinter der TWD an drei sonnigen Tagen (25.-27. März 1999)

Damit ergeben sich aus diesen Feuchte- und Temperaturmessungen bereits die folgenden praktischen qualitativen Schlussfolgerungen:

- Die nichthinterlüftete transparente Wärmedämmung beschleunigt den Austrocknungsvorgang der Wand.
- In der Gesamtbilanz ist der Feuchtestrom bei der Trocknung nach Innen gerichtet.
- Die Wand trocknet am stärksten in der oberflächennahen Schicht unter der transparenten Dämmung aus.
- Der Feuchtegradient innerhalb des Wandquerschnittes kann erheblich steigen.
- Die relative Luftfeuchtigkeit innerhalb des TWD-Materials selbst sinkt.

Ab dem 19. April bis zum 15. Juni 1999 wurde das Messregime geändert, indem innerhalb der PASSYS-Zelle die Luft ständig entfeuchtet wurde. Die relative Luftfeuchte im Innenraum sank auf Werte um 35 %. Dieses Regime entspricht einem Nutzerverhalten mit sehr starker Lüftung. In dieser Messperiode nimmt die Feuchte

innerhalb der inneren Wandschichten erwartungsgemäß schneller ab (siehe Bild 4.-42). Die Austrocknung der äußeren Wandschichten wird wiederum durch die Sonneneinstrahlung bestimmt. In der sehr sonnenreichen Zeitperiode vom 30.4.-7.5.99 (120.-127.julianischer Tag) sinkt hier die Feuchte rapide (Bild 4.-42). An Tagen mit hohen Niederschlagswerten (27.4. und 8.5.; 117. und 128.julianischer Tag) ist eine leichte Erhöhung der Feuchte der äußeren Wandschicht messbar. Hier macht sich bemerkbar, dass der äußere Glasputz des TWD-Paneels nicht absolut diffusionsdicht ist. Eigene Messungen lieferten für die diffusionsäquivalente Luftschichtdicke $s_d = 3,41 \text{ m}$.

Für die Ergebnisse der Dehnungsmessungen ergeben sich wie bereits mitgeteilt tägliche Zyklen sowie Tendenzen über längere Zeiträume. Die täglichen Zyklen werden weitestgehend durch den Tagesgang der Temperaturen, die Tendenzen über längere Zeiträume durch Trocknungsvorgänge bestimmt.

Das Bild 4.-50 zeigt den typischen Verlauf der Dehnungen auf der Innenseite der Wand zusammen mit den Temperaturen im Wandquerschnitt. Es wird deutlich, dass das Minimum der Dehnung mit dem Maximum der Temperaturdifferenz zwischen T1 (innere Wandebene) und T3 (äußere Wandebene) auftritt. Das ist der Zeitpunkt der maximalen Beulung der Wand etwa um 14.00 Uhr. Die Dehnung auf den Wandinnenoberflächen hat dann ab 18.00 Uhr wieder hohe Werte, wenn die Temperatur auf der Wandinnenseite das Maximum erreicht hat.

Die Amplitude der relativen Dehnung während eines Tagezyklus erreichte bis zu ca. 0,05 mm/m. Für die gesamte Wand von 2,7 m Breite sind das lediglich 0,14 mm Gesamtdehnung. Zu keiner Zeit traten auf dem Innenputz der Versuchswand Risse auf. Dieses Ergebnis ist, wie später unter Punkt 5.4 gezeigt wird, konsistent mit den Spannungsberechnungen.

Die Tendenz der Austrocknung der Wand über den gesamten Messzeitraum von März bis Oktober (Bild 4.-42) spiegelt sich auch in den Dehnungsmesswerten (Bilder 4.-47 bis 4.-49) wider. In der ersten Messphase bis zum 19. April (109.julianischer Tag) schrumpft die Wand nur langsam. In der zweiten Messphase vom 19. April bis zum 15. Juni (166.julianischer Tag), in der die Luft in der PASSYS-Zelle entfeuchtet wurde, ist die Schrumpfungsgeschwindigkeit an der Wandinnenoberfläche auch deutlich sichtbar (Bild 4.-47) am größten. Insgesamt verkürzt sich die 2,7 m breite Wand in dieser Messphase um ca. 0,7 mm. Mit dem Wiederaufsteigen der Feuchte in der inneren Wandschicht ab dem 15. Juni (166.julianischer Tag) dehnt sich die Wand auf der Innenoberfläche auch wieder merklich. Die sehr gute Korrelation zwischen hygri-schen- und Dehnungsmessungen beweist deutlich den Feuchteeinfluss auf das mechanische Verhalten einer Wandkonstruktion.

Schließlich ist noch das Ergebnis der Dehnungsmessung auf der TWD-Außenoberfläche zu betrachten. Im Grunde genommen wird hier durch die Messanordnung der Sensoren (Bild 4.-27) die Veränderung der Breite des opak gedämmten Steges zwischen den TWD-Paneelen gemessen. Erwartungsgemäß folgt die Signatur des Messsignals dem Tagesgang der Oberflächentemperatur der TWD. Steigt die Temperatur, so dehnen sich die Glasputzoberflächen der Paneele und „schieben“ den 10 cm breiten opaken Steg maximal um ca. 0,1 mm zusammen. Diese geringen Verschiebungen auf der Oberfläche des Dämmsystems sind offensichtlich völlig unkritisch.

5 Berechnungen zu hygri- und thermisch induzierten Spannungszuständen

5.1 Die Implementation der hygrischen Dehnung bei dem FEM-Programm Abaqus

Das Programm Abaqus [48] ist ein universeller FEM-Code für umfangreiche Anwendungen aus Wissenschaft und Technik. Es bietet die Möglichkeit der Ausführung von Spannungs- und Dehnungsanalysen, dynamischen Frequenzanalysen, Berechnungen des Wärmetransportes und darüber hinaus der Behandlung spezieller Probleme wie Schalldruck, Piezoelektrik, Joulescher Wärme und weiterer. Bei den im Rahmen dieses Forschungsprojektes ausgeführten Berechnungen wurde die Programmvariante Abaqus/Standard verwendet, die einen impliziten Berechnungsalgorithmus nutzt.

Bei der thermischen Spannungsanalyse werden zwei prinzipielle Problemfälle unterschieden. Der erste Fall, die voll gekoppelte Analyse, behandelt Probleme, bei der das Temperaturfeld das mechanische Feld beeinflusst, und die mechanischen Veränderungen umgekehrt auch wieder Temperaturänderungen hervorrufen. Das ist z.B. bei Anwendungen mit rascher plastischer Verformung bzw. Reibung zu berücksichtigen. Bei der voll gekoppelten Analyse werden die Berechnungsschritte für das Temperaturfeld und das mechanische Feld wechselseitig ausgeführt.

Im zweiten Fall, der sequentiell gekoppelten Analyse, werden Probleme behandelt, bei denen ein Temperaturfeld das mechanische Feld beeinflusst. Im Regelfall wird hier die thermische Ausdehnung gemeint sein, es können aber auch andere mechanische Eigenschaften des Körpers, wie die Elastizität (E-Modul) temperaturabhängig sein. Umgekehrt wird das Temperaturfeld jedoch nicht vom mechanischen Feld verändert. Die Berechnung des Temperaturfeldes und des mechanischen Feldes werden nacheinander ausgeführt.

Dieser zweite Fall liegt auch bei bauphysikalischen Anwendungen vor. Es werden zunächst mit den vorgegebenen klimatischen Randbedingungen die Temperaturfelder und Feuchtefelder für verschiedene Zeitpunkte berechnet. Mit dem Temperatur- und Feuchtefeld eines Zeitpunktes wird dann jeweils die FEM-Spannungs- und Dehnungsanalyse ausgeführt.

Die Berücksichtigung der Feuchtedehnungen bei der Abaqus-Spannungsanalyse wurde folgendermaßen gelöst. Es wird davon ausgegangen, dass sich die gesamte freie Dehnung additiv aus einem rein thermischen und einem rein hygrischen Anteil zusammensetzt. Die Begründung für die Gültigkeit dieses Superpositionsprinzips wurde in Abschnitt 2.3 gegeben. Damit ergibt sich

$$\varepsilon = \alpha_T (T - T_0) - \alpha_T (T_i - T_0) + \alpha_H (\phi) (\phi - \phi_0) - \alpha_H (\phi_i) (\phi_i - \phi_0) \quad (5.-1)$$

mit

- ε - Dehnung (relative Längenänderung)
- α_T - thermischer (technischer) Ausdehnungskoeffizient
- α_H - hygrischer (technischer) Ausdehnungskoeffizient
- T, ϕ - momentane Temperatur und Feuchte
- T_i, ϕ_i - (spannungsfreie) Anfangstemperatur und -feuchte
- T_0 - Referenztemperatur für α_T
- ϕ_0 - Referenzfeuchte für α_H .

Es werden in (5.-1) die technischen Ausdehnungskoeffizienten eingesetzt. Der technische thermische Ausdehnungskoeffizient $\alpha_T(T)$ für die Referenztemperatur T_0 wird z. B. berechnet, indem der Quotient aus der gesamten Dehnung zwischen den Temperaturen T_0 und T und der Temperaturdifferenz $T - T_0$ gebildet wird. Der technische Ausdehnungskoeffizient $\alpha_T(T)$ ist demnach ein mittlerer Ausdehnungskoeffizient im Temperaturintervall $T_0 \dots T$. Im Gegensatz dazu ist der physikalische thermische Ausdehnungskoeffizient $\alpha_T(T)$ der Differentialquotient $d\varepsilon/dT$ bei der Temperatur T . Analoges gilt für den hygrischen Ausdehnungskoeffizienten. Der thermische Ausdehnungskoeffizient wird in den folgenden Berechnungen immer als konstant angenommen. In diesem Fall kann die Referenztemperatur T_0 beliebig gewählt werden, und der technische und der physikalische thermische Ausdehnungskoeffizient sind identisch. Im Falle des hygrischen Ausdehnungskoeffizienten ist der Unterschied zu beachten. Technischer und physikalischer Ausdehnungskoeffizient lassen sich leicht ineinander umrechnen (siehe Abschnitt 2.2). Die Referenzfeuchte wird im folgenden mit $\phi_0=0$ angenommen, d.h. alle Dehnexperimente für die Bestimmung des hygrischen Ausdehnungskoeffizienten beziehen sich auf den absolut trockenen Ausgangszustand.

Die Koeffizienten α_T und $\alpha_H(\phi)$ sind aus Experimenten bekannt. Eine Berechnung der gesamten Dehnung mit getrennten Ausdehnungskoeffizienten α_T und $\alpha_H(\phi)$ nach Gleichung (5.-1) ist bei Abaqus nicht möglich. Abaqus erlaubt jedoch bei der Definition des thermischen Ausdehnungskoeffizienten eine Abhängigkeit dieses Koeffizienten von verschiedenen Feldern $\alpha_T = \alpha_T(F_1, F_2, F_3, \dots)$. Diese könnten z.B. das Temperaturfeld selbst, das Feuchtefeld aber auch Felder anderer physikalischer Größen sein. Die Funktion $\alpha_T = \alpha_T(F_1, F_2, F_3, \dots)$ muss in tabellarischer Form vorliegen, und der zeitliche Verlauf der Felder muss bekannt sein. Dann kann Abaqus den freien Dehnungsanteil berechnen. Für den Fall eines veränderlichen Temperatur- sowie Feuchtefeldes wird bei Abaqus die freie Dehnung nach folgender Formel ermittelt [49]:

$$\varepsilon = \alpha_{T,H}(T, \phi)(T - T_0) - \alpha_{T,H}(T_i, \phi_i)(T_i - T_0) \quad (5.-2)$$

mit

- ε - Dehnung (relative Längenänderung)
- $\alpha_{T, H}$ - Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit von Temperatur und Feuchte
- T, ϕ - momentane Temperatur und Feuchte
- T_i, ϕ_i - (spannungsfreie) Anfangstemperatur und -feuchte
- T_0 - Referenztemperatur für α_T .

Es ist zu beachten, dass sich der hier verwendete Ausdehnungskoeffizient $\alpha_{T, \phi}$ vom reinen thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_T unterscheidet. Mit (5.-1) und (5.-2) folgt:

$$\begin{aligned} \alpha_{T,H}(T, \phi)(T - T_0) &= \alpha_T(T)(T - T_0) + \alpha_H(\phi)(\phi - \phi_0) \quad \text{bzw.} \\ \alpha_{T,H}(T_i, \phi_i)(T_i - T_0) &= \alpha_T(T_i)(T_i - T_0) + \alpha_H(\phi_i)(\phi_i - \phi_0). \end{aligned} \quad (5.-3)$$

Daraus ergibt sich für $\alpha_{T, H}$:

$$\alpha_{T,H}(T, \phi) = \alpha_T + \alpha_H(\phi) \cdot \frac{\phi}{T - T_0} \quad \text{mit } \phi_0 = 0. \quad (5.-4)$$

Mit Formel (5.-4) wurden die für die Abaqus-Rechnung erforderlichen tabellarischen $\alpha_{T, H}(T, \phi)$ -Werte generiert. Um die Singularität bei $T=T_0$ zu vermeiden, ist das frei wählbare T_0 geeignet anzusetzen.

5.2 Idealisierte Voruntersuchungen eindimensionaler Probleme zur Abschätzung der Größenordnung von thermischen und hygrischen Spannungen

In der Anfangsphase der Untersuchungen, in der die Berechnungsmöglichkeiten für eine zweidimensionale FEM-Spannungs- und Dehnungsberechnung noch nicht implementiert waren, sollten zunächst für einen einfachen TWD-Modellfall die Größenordnungen der thermischen und hygrischen Spannungen abgeschätzt werden. Hierfür wurde ein eindimensionaler Fall einer Kalksandsteinwand ausgewählt.

5.2.1 Analytisches Berechnungsmodell und Stoffkennwerte

Die unverputzte Kalksandsteinwand hat eine Dicke von 20 cm und wird als homogen und isotrop angenommen. Die Feuchterandbedingungen auf der Wandaußenseite sind so gewählt worden, dass annähernd der Fall einer hinterlüfteten TWD nachgebildet wird. Die Trocknungsbedingungen auf dieser Seite entsprechen denen einer freien Wandoberfläche. Die Berechnung des gekoppelten Feuchte- und Wärmetransportes erfolgte mit dem eindimensionalen Programm JOKE [STRANGFELD 50] welches die in [HÄUPL, STOPP 51] entwickelte Modellierung der Transportprozesse in kapillar-porösen Stoffen zur Grundlage hat.

Die wichtigsten Materialkennwerte sowie die Anfangs- und Randbedingungen sind in Tabelle 5.-1 angeführt. Die Wanddicke von 20 cm wurde mit einer Schrittweite von

$\Delta x = 4 \text{ mm}$ diskretisiert. Der gewählte Temperaturgang auf der Absorberoberfläche entspricht dem einer Ostwand und wurde nach [AL BOSTA 2] übernommen. Die Absorbertemperatur steigt ab 8.30 Uhr bis 12.00 Uhr von 20°C auf 85°C an und beginnt ab 15.00 Uhr wieder auf 20°C zu sinken.

Tabelle 5.-1: Kennwerte von Kalksandstein sowie Rand- und Anfangsbedingungen für die eindimensionale gekoppelte Feuchte- und Wärmetransportberechnung

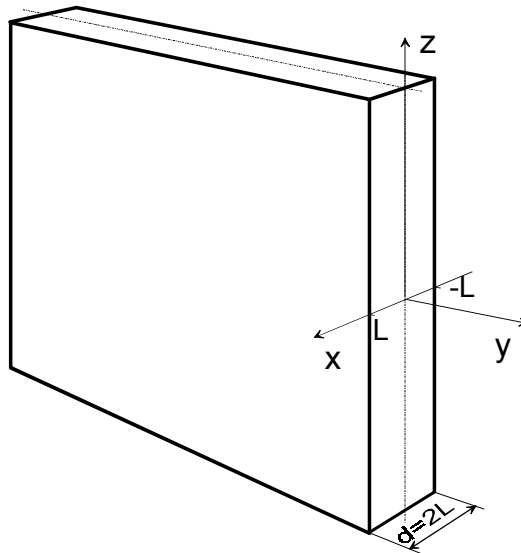
		Maßeinheit	Kennwert
Dichte ρ		kg/m^3	1700
spezifische Wärmekapazität c		$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$	1050
Wärmeleitfähigkeit λ		$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$	0,7
μ -Wert	trocken	-	27
	feucht	-	18
freie Sättigungsfeuchte		Vol.-%	27,5
maximale hygrische Leitfähigkeit		m^2/s	$3\cdot 10^{-8}$
Anfangsfeuchte		Vol.-%	12
Anfangstemperatur		$^\circ\text{C}$	20
Innentemperatur		$^\circ\text{C}$	20
relative Luftfeuchte innen		%	50
relative Luftfeuchte außen		%	30
maximale Absorbertemperatur		$^\circ\text{C}$	85

Die folgende Tabelle 5.-2 enthält die Materialkennwerte für die Spannungsberechnung.

Tabelle 5.-2: Kennwerte von Kalksandstein für die Spannungsberechnung nach Timoshenko-Goodier

		Maßeinheit	Kennwert
E-Modul		N/m^2	$5\cdot 10^9$
Poissonzahl ν		-	0,2
thermischer Ausdehnungskoeffizient α_T		$1/\text{K}$	$8\cdot 10^{-6}$
hygrischer Ausdehnungskoeffizient $\alpha_H = C \cdot \varepsilon_{HS} \cdot e^{-C \cdot \phi}$	ε_{HS}	$\text{mm}/(\text{m}\cdot\text{M.}\cdot\%)$	0,89
	C	-	0,38

Für die Spannungsberechnung wird eine Lösung verwendet, die von Timoshenko und Goodier für eine temperaturbelastete Platte mit sehr großer Länge und Höhe (y- bzw. z-Koordinate) sowie endlicher Dicke $d=2L$ (x-Koordinate) angegeben wurde [TIMOSHENKO, GOODIER 9]. Die Temperatur sei dabei nur in x-Richtung veränderlich und unabhängig von y und z. Eine auf der Außenseite vollflächig mit TWD belegte Wand, deren Länge und Höhe groß sind gegen die Wanddicke, entspricht diesem Fall, der in Bild 5.-1 skizziert ist.



WandTimoshenko.dsf

Bild 5.-1 Wandgeometrie für die eindimensionale Spannungsberechnung

Timoshenko und Goodier leiten die Gleichungen aus folgenden Überlegungen ab. Zunächst werde ein über die Plattendicke $d=2L$ symmetrisches Temperaturfeld angenommen, d. h. $T(L)=T(-L)$. Jede Schicht (in x-Richtung) der Platte würde, falls sie sich frei ausdehnen könnte, die Temperaturdehnung

$$\varepsilon_T(x) = \alpha_T \cdot T(x) \quad (5.-5)$$

erfahren. Eine freie Temperaturdehnung einer Schicht ist aber wegen der Behinderung durch die benachbarten Schichten anderer Temperatur nicht möglich. So werden wärmere Schichten durch benachbarte kältere an der Ausdehnung gehindert und weisen Druckeigenspannungen auf, während die kälteren Schichten wiederum durch die wärmeren „auseinandergezogen“ werden und unter Zugeigenspannung stehen. Werden Randeffekte vernachlässigt, so berechnet sich die tatsächliche Dehnung der gesamten Wand (also aller hier angenommenen Schichten) bei symmetrischer Temperaturverteilung durch Multiplikation der mittleren Temperatur über den Wandquerschnitt mit dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten

$$\varepsilon = \alpha_T \cdot \frac{1}{2L} \int_{-L}^L T(x) dx . \quad (5.-6)$$

Der durch die gegenseitige Behinderung „unterdrückte“ Dehnungsanteil

$$\varepsilon_E(x) = \alpha_T \cdot \frac{1}{2L} \int_{-L}^L T(x) dx - \alpha_T \cdot T(X) \quad (5.-7)$$

bestimmt nun die Eigenspannung gemäß

$$\sigma_Y(x) = \sigma_Z(x) = \frac{E}{1-\nu} \varepsilon_E(x) = \frac{E}{1-\nu} \left\{ \frac{1}{2L} \int_{-L}^L \alpha_T T(x) dx - \alpha_T T(x) \right\}. \quad (5.-8)$$

Werden nun weitergehend wie im realen TWD-Anwendungsfall unsymmetrische Temperaturverteilungen über den Wandquerschnitt zugelassen, so treten in der Wand außerdem Biegemomente auf und die Wand wird sich durchbeulen (Schüsseleffekt). Genauso, wie in (5.-8) die Eigenspannungen aus der Differenz der freien thermischen Dehnung und der tatsächlichen Dehnung berechnet wurde, muss nun (5.-8) durch einen Spannungsterm erweitert werden, der die zusätzliche tatsächliche Dehnung einer jeden Schicht durch die Biegung berücksichtigt. Die diese Dehnung verursachende Biegespannung an jeder Stelle x wird durch die Bedingung erhalten, dass die Summe aller dieser Biegespannungen ein Gesamtmoment erzeugt, welches mit dem durch die Temperaturverteilung erzeugten resultierenden Biegemoment im Gleichgewicht steht. Dieses resultierende „Temperatur“-Biegemoment ist

$$M_T = \frac{1}{1-\nu} \int_{-L}^L \alpha_T E T(x) x dx. \quad (5.-9)$$

Die gesuchte Biegespannung $\sigma_Y(x)$ ist proportional der x-Koordinate

$$\sigma_Y(x) = K \cdot x. \quad (5.-10)$$

Mit diesem Ansatz gilt für das gesamte Biegemoment über die Dicke $d = 2L$

$$M = \int_{-L}^L \sigma_Y(x) x dx = K \int_{-L}^L x^2 dx = K \cdot \frac{2L^3}{3}. \quad (5.-11)$$

Aus dem Momentengleichgewicht (5.-9)=(5.-11) und Einsetzen von (5.-10) ergibt sich für die gesuchte Spannung

$$\sigma_Y(x) = \frac{3x}{2L^3(1-\nu)} \int_{-L}^L \alpha_T E T(x) x dx. \quad (5.-12)$$

Die Addition dieses Terms zu (5.-8) ergibt nun die gesamte Temperatureigenspannung

$$\sigma_Y^T(x) = \sigma_Z^T(x) = \frac{E}{1-\nu} \left\{ \frac{1}{2L} \int_{-L}^L \alpha_T T(x) dx + \frac{3x}{2L^3} \int_{-L}^L \alpha_T T(x) x dx - \alpha_T T(x) \right\}. \quad (5.-13)$$

Die Formel (5.-13) ist für Temperatureigenspannungen mit einem konstanten thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_T in hinreichendem Abstand vom Plattenrand gültig. Die Gleichung kann analog für hygrische Eigenspannungen eingesetzt werden, wenn zusätzlich berücksichtigt wird, dass statt der thermischen Dehnung

$$\varepsilon_T(x) = \alpha_T T(x) \quad (5.-14)$$

für die hygrische Dehnung wegen der Abhängigkeit des hygrischen Ausdehnungskoeffizienten von der Feuchte selbst folgende Integration durchgeführt werden muss

$$\varepsilon_H(x) = \int_{\phi_0(x)}^{\phi_1(x)} \alpha_H(\phi) d\phi. \quad (5.-15)$$

mit

- $\phi_0(x)$ - Anfangsfeuchte an der Stelle x
- $\phi_1(x)$ - momentane Feuchte an der Stelle x
- α_H - hygrischer Ausdehnungskoeffizient.

Damit ergibt sich für die hygrischen Eigenspannungen aus (5.-13) und (5.-15)

$$\sigma_Y^H(x) = \sigma_Z^H(x) = \frac{E}{1-\nu} \left\{ \frac{1}{2L} \int_{-L}^L \int_{\phi_0(x)}^{\phi_1(x)} \alpha_H(\phi) d\phi dx + \frac{3x}{2L^3} \int_{-L}^L \int_{\phi_0(x)}^{\phi_1(x)} \alpha_H(\phi) d\phi x dx - \int_{\phi_0(x)}^{\phi_1(x)} \alpha_H(\phi) d\phi \right\}. \quad (5.-16)$$

Die Gesamteigenspannung $\sigma_Y^{SUM}(x)$ der betrachteten Wandplatte mit veränderlichem Temperatur- und Feuchtefeld ergibt sich nun aus der Summe von (5.-13) und (5.-16)

$$\sigma_Y^{SUM}(x) = \sigma_Y^T(x) + \sigma_Y^H(x) \quad (5.-17)$$

bzw.

$$\sigma_Z^{SUM}(x) = \sigma_Z^T(x) + \sigma_Z^H(x). \quad (5.-18)$$

5.2.2 Ergebnisse

Die Wärme- und Feuchtetransportberechnung wurde für die Dauer von 3 Tagen, beginnend mit einer Anfangsfeuchte von 12 Vol-%, ausgeführt. Für den dritten Tag zeigt Bild 5.-2 das eindimensionale Temperaturfeld im Tagesverlauf. Analog stellt Bild 5.-3 für den gleichen Zeitraum das Feuchtefeld dar.

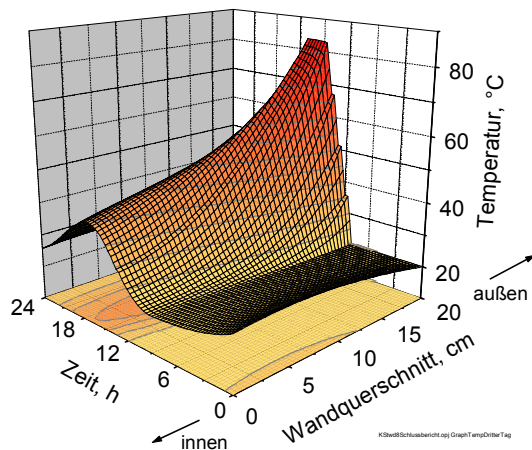


Bild 5-2: Temperatur über den Wandquerschnitt im Tagesverlauf

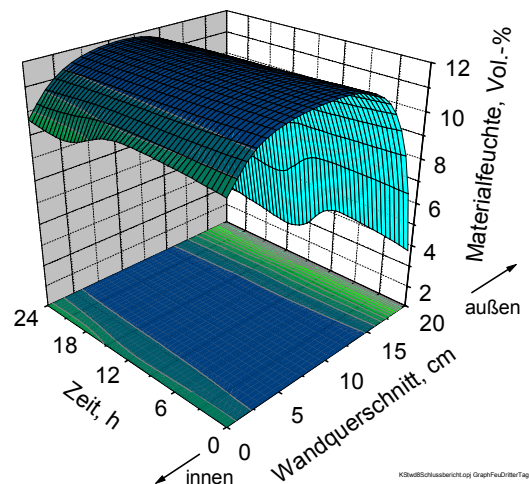


Bild 5-3: Feuchte über den Wandquerschnitt im Tagesverlauf

Durch die Annahme einer relativ hohen maximalen Absorbertemperatur und der Wanddicke von nur 20cm erreicht in der Modellrechnung die Wandinnenoberfläche ca. 38 °C. Die zeitliche Phasenverschiebung des Temperaturmaximums von der Außen- zur Innenoberfläche beträgt nur etwa 4 Stunden. Die Feuchterechnung liefert für den dritten Tag bereits ein typisches Feuchteprofil mit feuchtem Wandkern und trockeneren Außenschichten. Im vorliegenden Modelfall einer hinterlüfteten TWD-Konstruktion mit einer angenommenen niedrigen relativen Außenluftfeuchte von 30 % ist die Austrocknung auf der Außenseite stärker ausgeprägt.

Für den hier dargestellten Tag wurden nun mit den Temperatur- und Feuchteverteilungen im Wandquerschnitt in einem zeitlichen Abstand von 2 Stunden (0.00 Uhr, 2.00 Uhr, 4.00 Uhr,...) mit den Gleichungen (5.-13), (5.-16) und (5.-17) die Eigenspannungen berechnet. Die Ergebnisse der numerischen Berechnungen sind in den folgenden Bildern 5.-4 bis 5.-7 zu sehen.

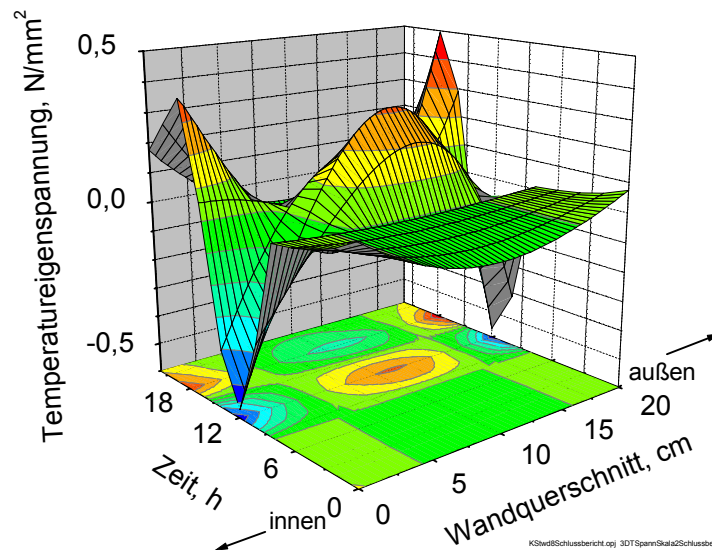


Bild 5.-4: Temperatureigenspannungen berechnet nach Formel (5.-13)

In Bild 5.-4 ist die reine Temperatureigenspannung geplottet. Es ist das typische Druckspannungsmaximum auf der Wandaußenseite bei Erreichen des Absorbiertemperaturmaximums um ca. 12.00 Uhr zu erkennen. Zur gleichen Zeit herrscht in den mittleren Wandebenen ein Zugspannungsmaximum von ca. $0,3 \text{ N/mm}^2$. Mit zunehmender Abkühlung der Wandaußenseite dreht sich das Spannungsbild bis 18.00 Uhr um. Während sich an den Oberflächenschichten der Wand außen und innen lokale Zugspannungsmaxima von ca. $0,5 \text{ N/mm}^2$ bzw. $0,4 \text{ N/mm}^2$ gebildet haben, besteht im Wandkern nun leichter Druck von ca. $0,2$ - $0,3 \text{ N/mm}^2$. Die Zugspannungen liegen generell unterhalb der Zugfestigkeit.

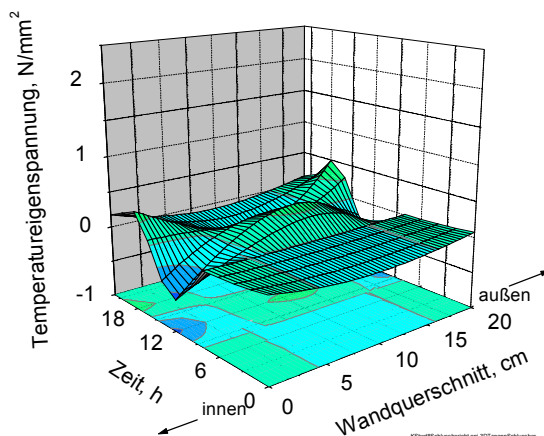


Bild 5.-5: Temperatureigenspannungen berechnet nach Formel (5.-13)

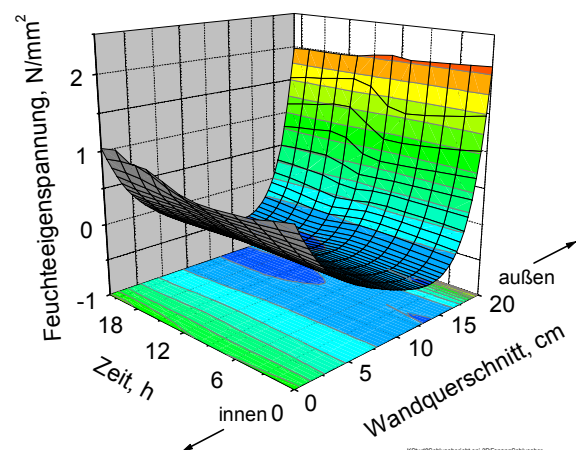


Bild 5.-6: Feuchteigenspannungen berechnet nach Formel (5.-16)

Die berechneten Feuchteigenspannungen in Bild 5.-6 sind auf Grund der hohen Feuchtegradienten an den Wandoberflächen auch erheblich höher als die Temperatureigenspannungen. Für den direkten Vergleich beider Eigenspannungsanteile sind die Temperatureigenspannungen in Bild 5.-5 noch einmal im gleichen Spannungsmaßstab wie die Feuchteigenspannungen dargestellt. Demnach ist die maximale Feuchtezugspannung auf der Wandaußenoberfläche viermal höher als die maximale Temperaturzugspannung.

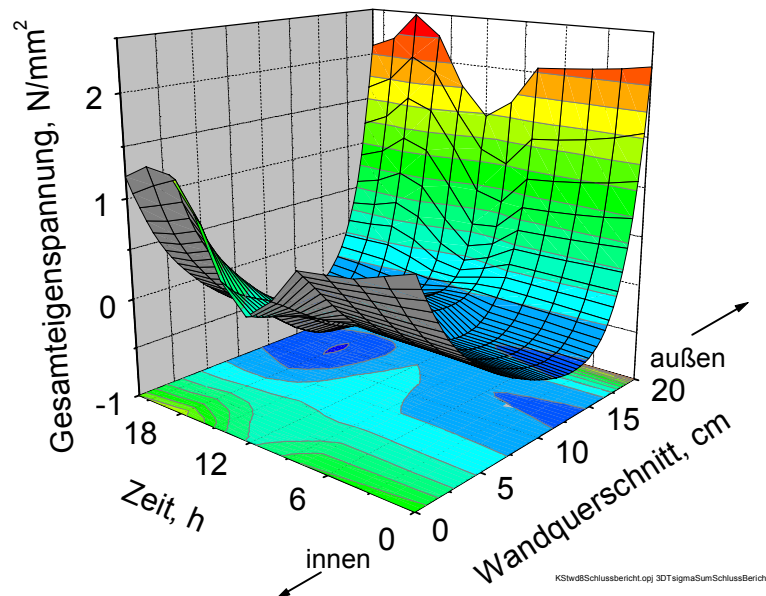


Bild 5.-7: Gesamteigenspannungen berechnet nach Formel (5.-17)

Die Gesamteigenspannung nach Gleichung (5.-17) zeigt Bild 5.-7. Die Addition beider Spannungsanteile führt um 18.00 Uhr zu einem Zugspannungsmaximum auf der Wandaußenseite von $2,5 \text{ N/mm}^2$. Auch auf der Wandinnenseite wird zu diesem Zeitpunkt ein lokales Zugspannungsmaximum von ca. $1,3 \text{ N/mm}^2$ erreicht. Bemerkenswert ist bei der noch relativ feuchten Kalksandsteinwand, dass gerade um 12.00 Uhr zum Zeitpunkt des Absorbertemperaturmaximums die Spannungssumme auf der Wandaußenoberfläche minimal ist.

Die Zugfestigkeit von Kalksandstein liegt nach eigenen Messungen zwischen ca. $2,4 \text{ N/mm}^2$ und $3,0 \text{ N/mm}^2$. Die bei den hier vorgenommenen Abschätzungen erreichten maximalen Zugspannungen liegen in diesem Bereich und geben daher Anlass für weitergehende Untersuchungen.

5.3 Berechnungen zur TWD-Testwand 1

5.3.1 Modellierung und Stoffkennwerte

Für die TWD-Testwand 1 erfolgte die gekoppelte Feuchte- und Wärmetransportberechnung sowie die mechanische FEM-Rechnung an einer zweidimensionalen horizontalen Schnittfläche auf halber Höhe der Testwand. Dieser Schnitt ist in Bild 5.-8 dargestellt.

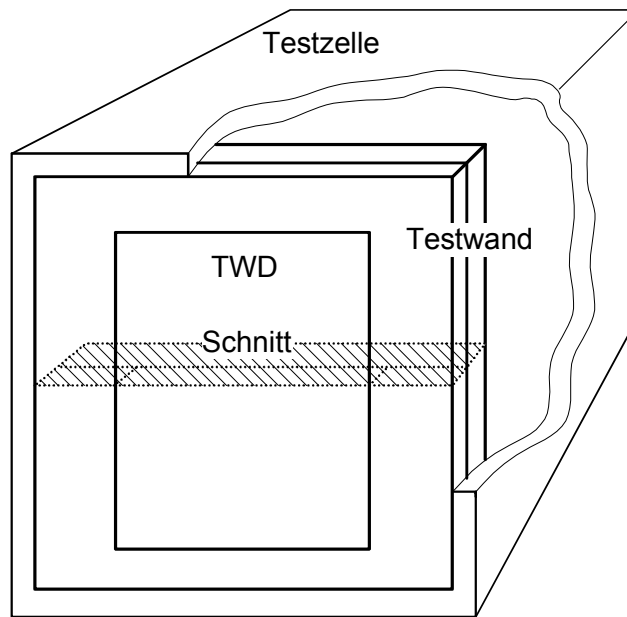


Bild 5.-8: Der schraffierte Schnitt durch die TWD-Testwand 1 kennzeichnet das zweidimensionale Berechnungsgebiet für Feuchte- und Wärmetransport. Die Testwand liegt in Südrichtung.

Die Maße und die Materialanordnung sind in Bild 5.-9 zu sehen. Über die eingezeichnete Symmetrieebene hinweg erfolgt kein Wärme- und Feuchtetransport. Die rechte und linke Begrenzung sei adiabatisch und feuchteundurchlässig. Mit diesen Symmetrie- und Randbedingungen ist - bezüglich der Ergebnisse der Wärme- und Feuchtetransportberechnungen - das Dämmsystem in gleicher Aufeinanderfolge nach links und rechts fortgesetzt denkbar. Die angenommene Symmetriebedingung erlaubt außerdem die Beschränkung der Berechnungen auf eine Hälfte des Schnittes. Die Diskretisierung des Berechnungsgebietes wird jeweils zu den Materialrändern hin feiner. Innerhalb des KS-Mauerwerkes und des Innenputzes ist sie analog der Diskretisierung für die mechanischen FEM-Analyse und weiter unten in Bild 5.-10 dargestellt.

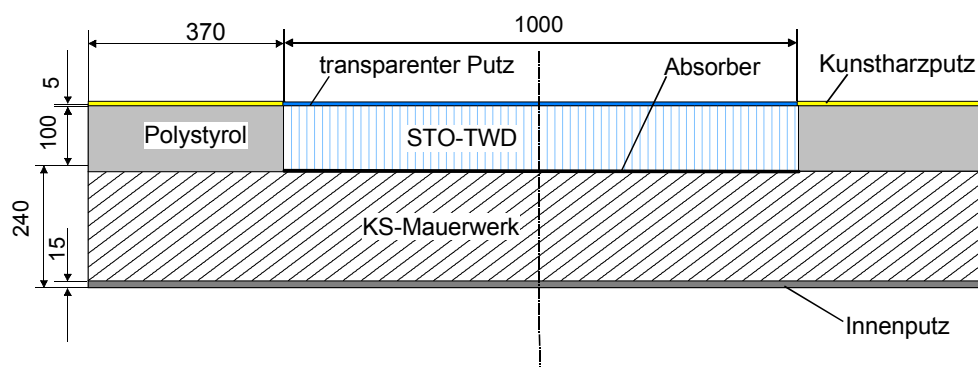


Bild 5.-9: Maße und Materialzuordnung für das Berechnungsgebiet

Die Wärme- und Feuchteberechnungen starten mit dem 5.6.1998. Als Randbedingungen fanden die gemessenen Wetterdaten sowie Temperaturen und relativen Luftfeuchten im Innenraum Verwendung. Die Vertikalstrahlung wurde ebenfalls als Summe aus diffuser und direkter Strahlung gemessen. Sie wurde dann bei der Rechnung unter Berücksichtigung anteiliger Reflexion und Absorption am transparenten Putz und anteiliger Absorption im TWD-Kapillarmaterial als

Energiequelle in der Absorberschicht implementiert. Die Annahme einer winkelabhängigen Reflexion erfolgte nicht. In der Tabelle 5.-3 sind die wichtigsten Materialdaten und Anfangswerte aufgeführt.

Einige Berechnungsfälle wurden wegen der wesentlich kürzeren Rechenzeit auch eindimensional bei sonst gleichen Randbedingungen ausgeführt.

Tabelle 5.-3: Materialdaten und Anfangswerte für die Berechnung des gekoppelten Feuchte- und Wärmetransportes

Kennwert	Maßeinheit	Kalksandstein	Kalk-Zement-Putz	Kunstharzputz auf Polystyrol-Dämmung	transparenter Putz	STO-TWD Kapillarmaterial	Polystyrol
Dichte ρ	kg/m ³	1760	1300	1800	1800	50	20
spezifische Wärmekapazität c	J/(kg·K)	790	800	1050	1000	1000	1300
Wärmeleitfähigkeit λ	W/(m·K)	1,0	0,52	0,6	0,6	0.08	0,04
μ -Wert	-	16	9	250	1027	1	50
freie Sättigungsfuchte	Vol.-%	27,5	25	20	5		90
maximale hygrische Leitfähigkeit	m ² /s	$2 \cdot 10^{-8}$	$1 \cdot 10^{-9}$	$5 \cdot 10^{-11}$	-	$2 \cdot 10^{-7}$	-
Anfangsfuchte	Vol.-%	18	17	10	0	0,001	0,01

Auch für die mechanische Analyse wird die in Bild 5.-9 eingezeichnete Symmetrieebene (x-Ebene) angenommen. Für alle in dieser Ebene liegenden Punkte gilt, dass nur die Freiheitsgrade y-Translation, z-Translation und x-Rotation erlaubt sind. Damit ist auch hier die Reduzierung des Berechnungsgebietes auf eine Symmetriehälfte möglich. Das für die mechanische FEM-Analyse verwendete Gitternetz ist mit dem verwendeten Koordinatensystem in Bild 5.-4 zu sehen. Die eingesetzten Materialdaten zeigt Tabelle 5.-4.

Tabelle 5.-4: Materialdaten für die FEM-Spannungs- und Dehnungsberechnung

Material	Poisson-Zahl	E-Modul	thermischer Ausdehnungskoeffizient	hygrischer Ausdehnungskoeffizient $\alpha_H = C \cdot \varepsilon_{HS} \cdot e^{-C \cdot \phi}$	
				ε_{HS}	C
	-	N/m ²	1/K	mm/(m·M.-%)	-
Kalksandstein	0,2	$4 \cdot 10^9$	$8 \cdot 10^{-6}$	0,89	0,38
Kalk-Zement-Putz	0,2	$4 \cdot 10^9$	$8 \cdot 10^{-6}$	0,48	0,87

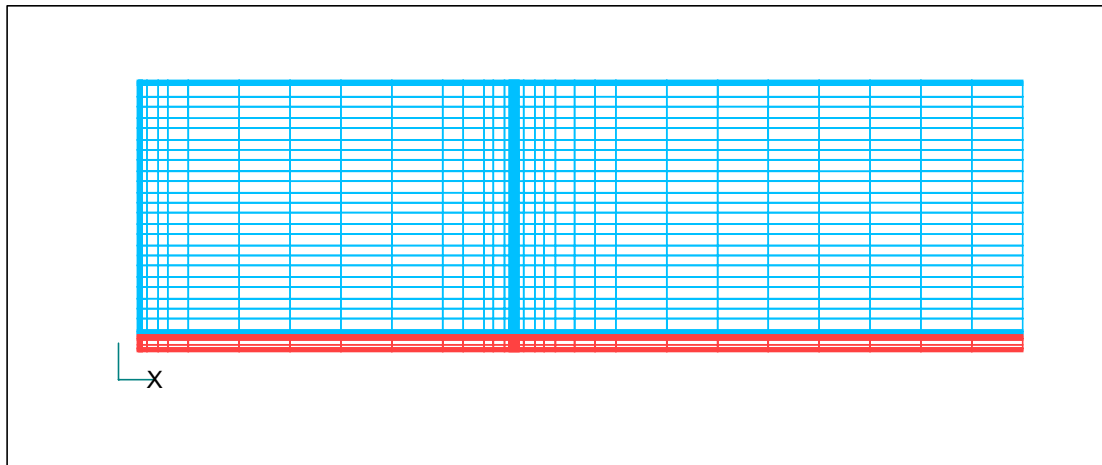


Bild 5.-10: Diskretisierung für die FEM-Spannungs- und Dehnungsberechnung (KS-Mauerwerk–blau; Innenputz–rot). Die rechte Begrenzung des Netzes stellt eine Symmetrieebene dar (hier x-Ebene).

5.3.2 Berechnungsergebnisse und Vergleich mit Messwerten

Das berechnete Austrocknungsverhalten der Wand ist in den Bildern 5.-11 und 5.-12 jeweils für den opak bzw. transparent gedämmten Wandbereich dargestellt. Diese Ergebnisse stammen von eindimensionalen Rechnungen und repräsentieren somit den Feuchtezustand von großflächig gedämmten Wandbereichen.

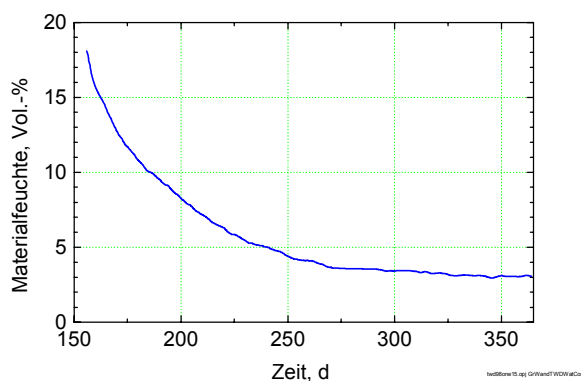


Bild 5.-11: Berechneter Trocknungsverlauf der Wand hinter der TWD

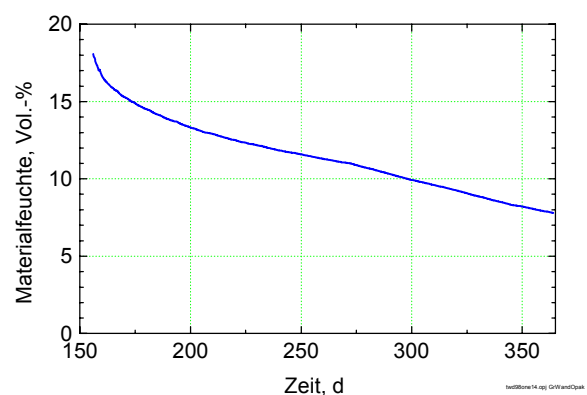


Bild 5.-12: Berechneter Trocknungsverlauf der Wand hinter der Polystyrol-Dämmung

Der berechnete Verlauf aus Bild 5.-11 zeigt eine höhere Trocknungsgeschwindigkeit als die Messwerte des Einschubes in Bild 4.-14.

Der Vergleich des zeitlich extrapolierten Endwertes der Rechnung mit den mittleren Steinfeuchten am Ende des Versuches (Bild 4.-17) ergibt jedoch eine recht gute Übereinstimmung mit einem Fehler von <2,5Vol.-%. Ein Grund für die Abweichung wird in der Tatsache gesehen, dass in der Rechnung ein idealer homogener Kalksandstein vorausgesetzt wird, während es sich praktisch um Mauerwerk mit KS-Steinen und Mörtelfugen handelt.

In den Bildern 5.-13 und 5.-14 sind exemplarisch für den 24.9.1998 (267. julianischer Tag) 18.00 Uhr die zweidimensionalen Feuchte- und Temperaturprofile in der KS-Wand dargestellt (Die Ergebnisdaten sind hier äquidistant geplottet, während die reale Diskretisierung wie in Bild 5.-10 nichtäquidistant ist).

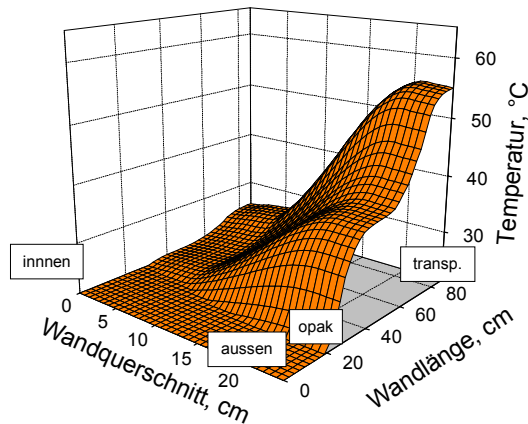


Bild 5.-13: Temperaturprofil in der KS-Wand am 24.9.98 18.00 Uhr

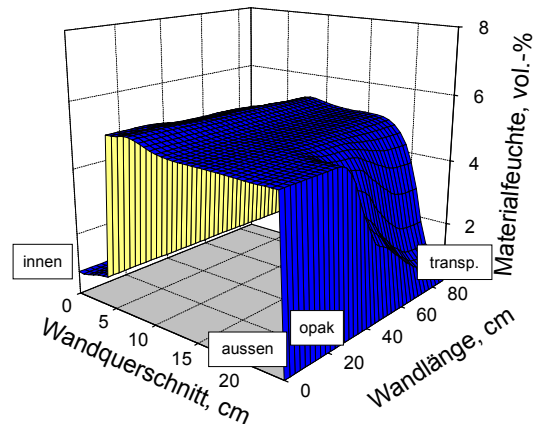


Bild 5.-14: Feuchteprofil in der KS-Wand am 24.9.98 18.00 Uhr

An diesem sehr strahlungsreichen Tag haben die äußeren Wandschichten unter der Absorberoberfläche noch Temperaturen um 55°C. Diese berechnete Absorbtemperatur stimmt mit der gemessenen mit einer Abweichung von <5K überein. Die äußere und innere Wandschicht hinter der transparenten Dämmung ist gegenüber den opak gedämmten Wandbereichen schon sehr viel stärker ausgetrocknet. Die zweidimensionale Rechnung liefert für die mittlere Feuchte im transparent gedämmten Bereich geringfügig höhere, im opak gedämmten Bereich jedoch niedrigere Werte als die eindimensionale Rechnung. Dieses Ergebnis ist plausibel, da im zweidimensionalen Fall zusätzliche Feuchte-„Querströme“ vom opak zum transparent gedämmten Wandbereich berücksichtigt werden.

Die zweidimensionalen Feuchte- und Temperaturfelder des 24.9.98 sind nun ab 12.00 Uhr zweistündlich als Eingabefelder für die FEM-Spannungs- und Dehnungsanalyse eingesetzt worden. Die folgenden Bilder 5.-15 bis 5.-26 zeigen das Verformungs- und Spannungsbild der KS-Wand für diese Zeitpunkte. Die Verformungen werden um den Faktor 500 verstärkt gezeichnet. Bei den dargestellten Spannungen handelt es sich vorwiegend um die 1. Hauptspannung, die hier immer eine Zugspannung (positive Werte) ist. In einigen Fällen ist zur Beschreibung der Phänomene außerdem die 2. Hauptspannung (Druckspannung – negative Werte) abgebildet. In allen Bildern ist auch das unverformte Netz zu sehen. Es wird davon ausgegangen, dass die Wand bei den in Tabelle 5.-3 angegebenen Anfangsfeuchtwerten sowie bei der Anfangstemperatur von 23°C unverformt und spannungsfrei ist. Bild 5.-15 zeigt die Wand um 12.00 Uhr. Die Wand ist im Vergleich zum Anfangszustand hygrisch geschrumpft. Aus Bild 4.-19 kann die gemessene Gesamtschrumpfung bis zum 24.9.98 (267. julianischer Tag) mit 0,28mm/m abgelesen werden. Das entspricht bei einer Wandbreite von 1,74m einer absoluten Schrumpfung von 0,49mm. Der Rechenwert liegt bei 0,42mm. Angesichts der sehr langen Messdauer der Dehnungsmessung ist das eine gute Übereinstimmung.

Bis auf die innere Putzschicht ist die Wand nahezu zugspannungsfrei. Die Zugspannungen im Innenputz sind durch den fortgeschrittenen Trocknungszustand bedingt. Der Maximalwert von $0,49 \text{ N/mm}^2$ ist allerdings unkritisch.

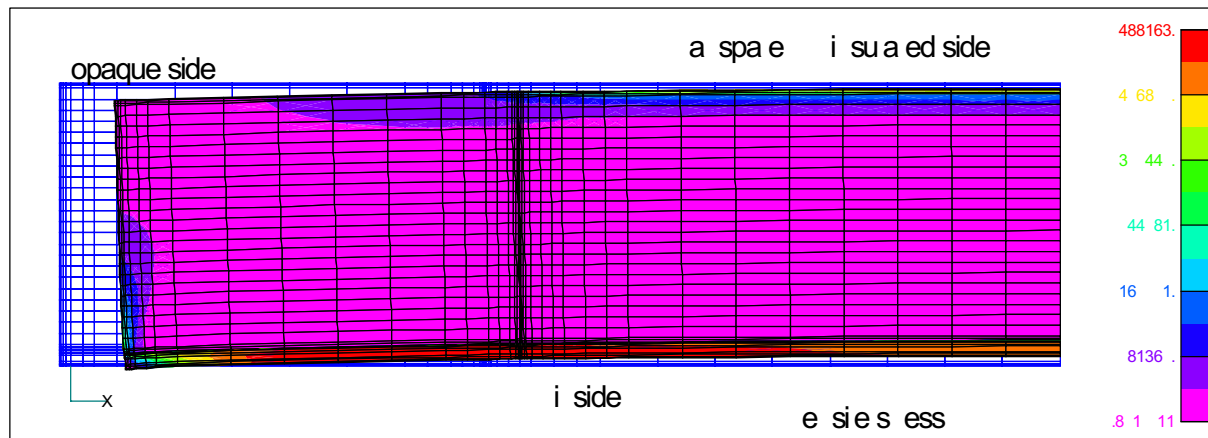


Bild 5.-15: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 24.9.98 12.00 Uhr

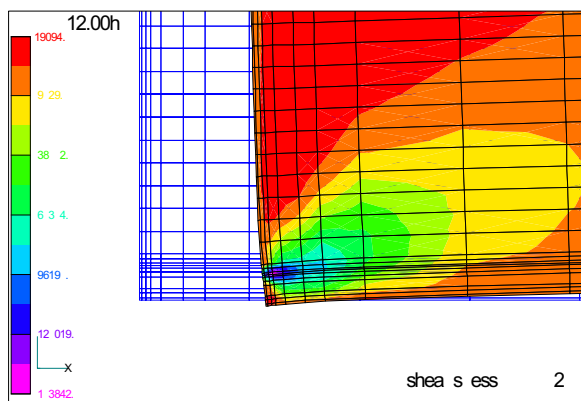


Bild 5.-16: Verformung und xy-Schubspannung 24.9.98 12.00 Uhr

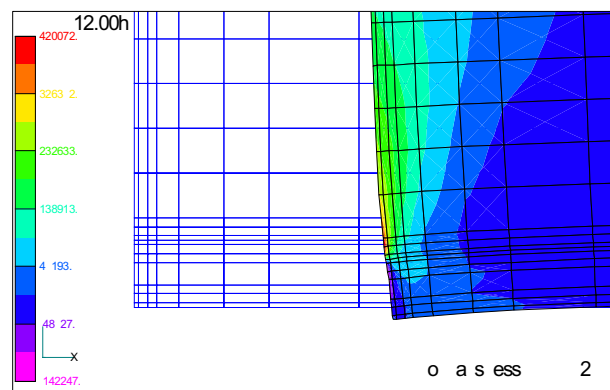


Bild 5.-17: Verformung und y-Normalspannung 24.9.98 12.00 Uhr

Ebenfalls für 12.00 Uhr sind in den Bildern 5.-16 und 5.-17 die Schubspannung und die y-Normalspannung an der stark vergrößerten linken unteren Ecke des Wandquerschnittes dargestellt. Diese Spannungen sind an der Nahtstelle zwischen Putz und Mauerwerk maximal. Dieses Verhalten der Überhöhung der Schubspannung und y-Normalspannung an den freien Rändern mehrschichtiger Platten wird auch von anderen Autoren festgestellt, so z.B. bei in [PANEK 52] für den Fall von Leichtbetonplatten, die mit Zementmörtel beschichtet sind. Solche Spannungsspitzen sind aber nur dann zu beachten und für Schichtablösungen relevant, wenn die Ränder frei und nicht wie im normalen Fall durch seitliche Zwänge behindert sind.

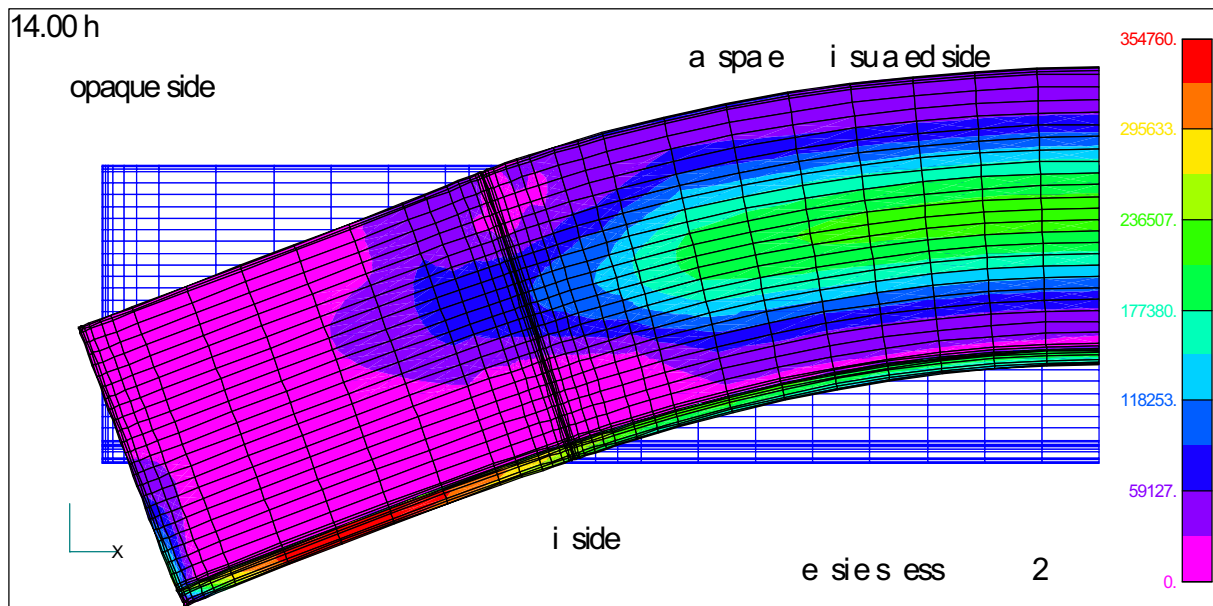


Bild 5.-18: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 24.9.98 14.00 hr

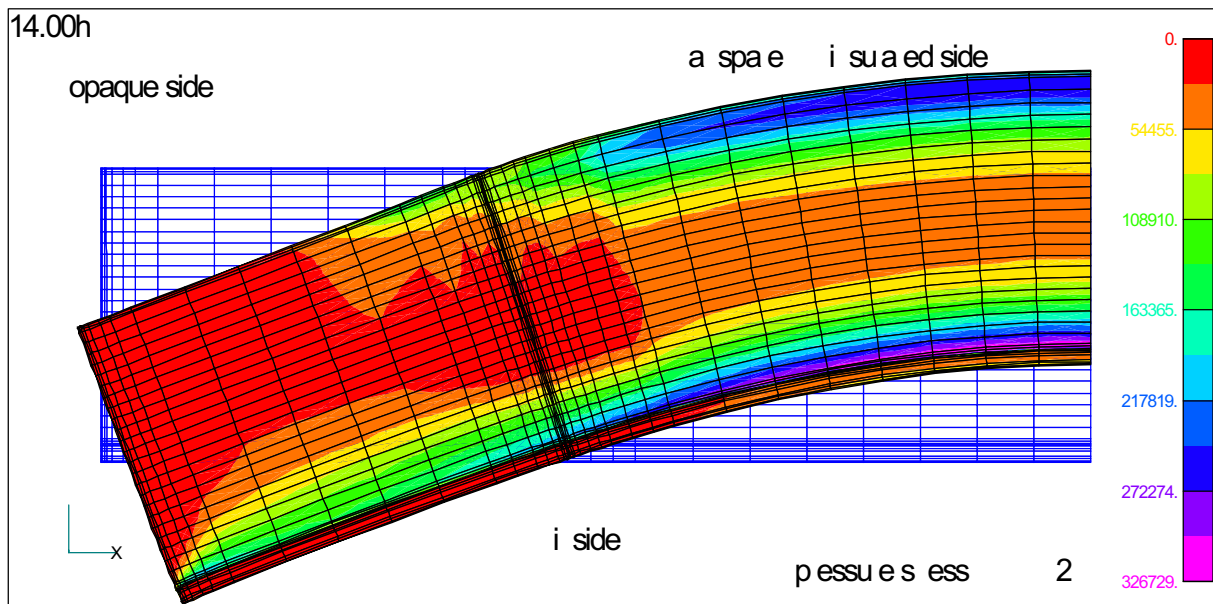


Bild 5.-19: Verformung und 2. Hauptspannung (Druck) 24.9.98 14.00 Uhr

Um 14.00 Uhr (Bild 5.-18) hat die Absorbtemperatur ihr Maximum erreicht. Etwa zu diesem Zeitpunkt steigt auch die Feuchte in den äußeren Wandschichten wegen des hohen Wasserdampfpartialdruckgradienten vom TWD-Kapillarmaterial zur Wand hin. Die Folge ist insgesamt eine starke Dehnung der äußeren Wandschichten und eine maximale Durchbeulung der Wand. Der Zeitpunkt des berechneten Beulungsmaximums stimmt gut mit dem gemessenen überein. Der Rechenwert (280 μm) ist jedoch größer als der Messwert (120 μm). Die Gründe für diese Abweichung liegen bei den idealen Annahmen für die mechanischen Randbedingungen sowie für die Homogenität des KS-Mauerwerkes. Beim realen Mauerwerk beeinflusst der Anteil der Mörtelfugen den Messwert. Außerdem ist bei der realen Testwand offensichtlich trotz der Vorkehrungen für eine zwangsfreie Wandbewegung eine teilweise Verformungsbehinderung gegeben. Die FEM-Rechnung liefert 14.00 Uhr auch die minimale Dehnung auf der Wandinnenseite.

Quantitativ sind hier aber die Berechnungsergebnisse etwa 2,5 mal größer als die Messergebnisse. Die Gründe sind die selben wie bei den Beulungsergebnissen.

Die Zugspannungen haben hinter der transparenten Dämmung etwa 12 cm tief in der Wand (Mitte) ein lokales Maximum (grüne Färbung). Weiterhin fällt auf, dass die noch um 12.00 Uhr im Innenputz vorhandenen Zugspannungen im transparent gedämmten Bereich als Folge der Durchbeulung um 14.00 Uhr stark gesunken sind (grüne Färbung). In Bild 5.-19 ist ebenfalls für 14.00 Uhr die 2. Hauptspannung (Druck, negatives Vorzeichen) geplottet. Diese Druckspannung wird nun zum einen in den äußeren Wandschichten direkt hinter der TWD wegen der hohen Materialtemperaturen maximal. Zum anderen erreicht sie ein Maximum in den inneren Wandschichten wegen der Durchbeulung (blaue Färbung).

Die Durchbeulung ist um 16.00 Uhr (Bild 5.-20) wieder etwas geringer. Die Dehnung auf der Innenoberfläche ist bereits wieder deutlich angestiegen. Dieser Effekt war auch in den Messwerten (siehe Bild 4.-25) gut sichtbar. Das lokale Zugspannungsmaximum im Wandkern hat sich weiter nach innen verschoben. Es bildet sich ein weiterer lokaler maximaler Zugspannungsbereich (hellblaue Färbung) in den äußeren Wandschichten direkt hinter der TWD, dort wo noch zwei Stunden vorher Druck herrschte. Die erste Ursache hierfür ist das Wandern des Temperaturmaximums in die Wand hinein. Die zweite ist die Trocknung der oberflächennahen Schicht hinter der TWD.

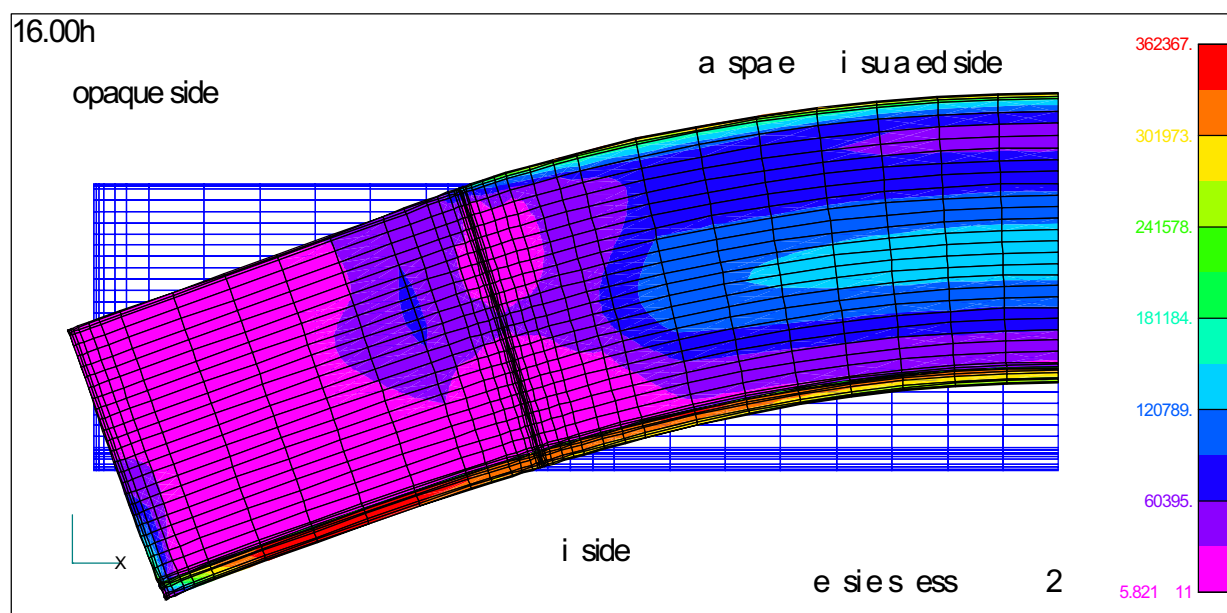


Bild 5.-20: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 24.9.98 16.00 Uhr

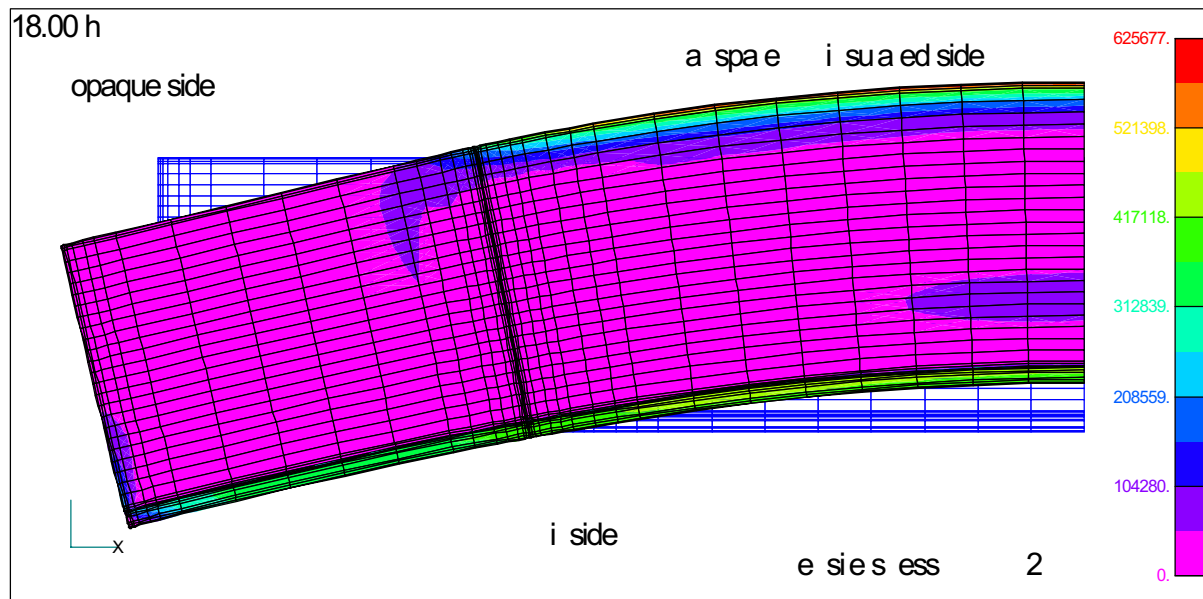


Bild 5.-21: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 24.9.98 18.00 Uhr

Um 18.00 Uhr (Bild 5.-21) geht die Durchbeulung weiter zurück. Trotz abnehmender Beulung ist aber zu diesem Zeitpunkt durch die Überlagerung von thermischer und hygrischer Spannung die Zugspannung in den äußeren Schichten hinter der TWD auf ihren Maximalwert von ca. $0,63 \text{ N/mm}^2$ gestiegen (rote Färbung). Das ist die maximale während des gesamten Tageszyklus auftretende Zugspannung. Der Wert ist etwa die Hälfte der Zugfestigkeit des Materials (Kalksandstein) und damit zunächst noch unkritisch.

Dieses Zugspannungsmaximum ist um 20.00 Uhr (Bild 5.-22) wieder leicht im Abklingen. Die Beulung wird auch geringer. Allerdings ergeben die FEM-Ergebnisse zu dieser Zeit die größte Dehnung auf der Wandinnenoberfläche. Dieses Dehnungsmaximum tritt etwa zeitgleich mit dem Temperaturmaximum auf der Wandinnenoberfläche auf. Der Zeitpunkt des Dehnungsmaximums stimmt gut mit den Messergebnissen überein (siehe Bild 4.-24). Quantitativ sind die Berechnungsergebnisse etwa 3 mal größer als die Messergebnisse.

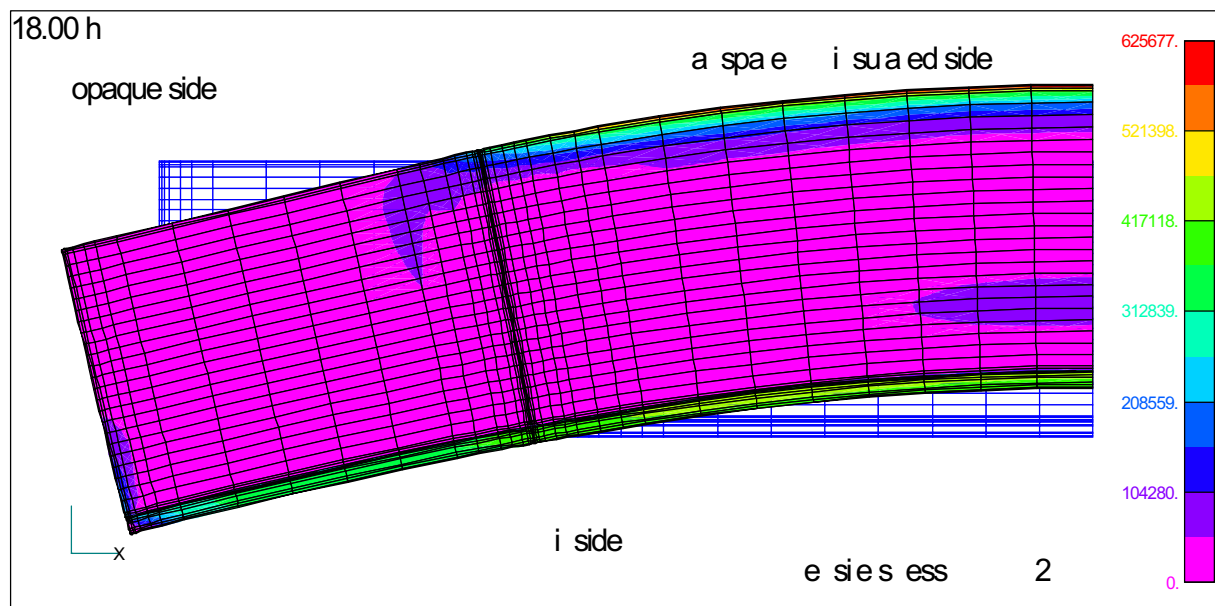


Bild 5.-22: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 24.9.98 20.00 Uhr

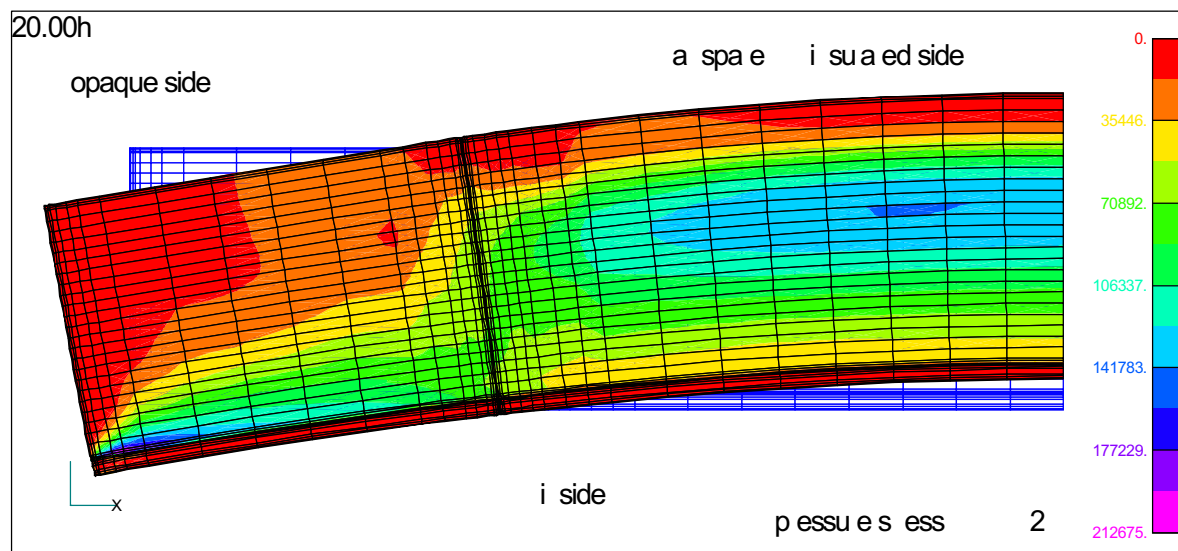


Bild 5.-23: Verformung und 2. Hauptspannung (Druck) 24.9.98 20.00 Uhr

Während die Wand um 20.00 Uhr im gesamten mittleren Wandbereich praktisch zugspannungsfrei ist, hat sich hinter der TWD ca. in der Mitte des Wandquerschnitts ein lokaler maximaler Druckspannungsbereich (Bild 5.-23 - blaue Färbung) aufgebaut.

Im folgenden Zeitverlauf um 22.00 Uhr, 24.00 Uhr und 02.00 Uhr (Bilder 5.-24 bis 5.-26) geht die Durchbeulung weiter langsam zurück. Die damit einhergehende Zugspannungserhöhung im Innenputz hat um 2.00 Uhr den größten Wert von ca. $0,53 \text{ N/mm}^2$ erreicht und sinkt dann wieder allmählich. Dieser Wert liegt geringfügig höher als die eigenen Messwerte für die Zugfestigkeit von Kalk-Zement-Maschinenputz ($0,46 \text{ N/mm}^2$) und etwa bei 50 % der Zugfestigkeit entsprechend Literaturangaben. Wird außerdem in Betracht gezogen, dass die FEM-Rechnung bei den Zugspannungswerten analog zu den Dehnungswerten wegen der oben angeführten Gründe zu hohe Werte liefert, so können diese Zugspannungen im Innenputz als rissungefährlich eingeschätzt werden. Das steht im vollen Einklang mit den praktischen Beobachtungen an der Testwand.

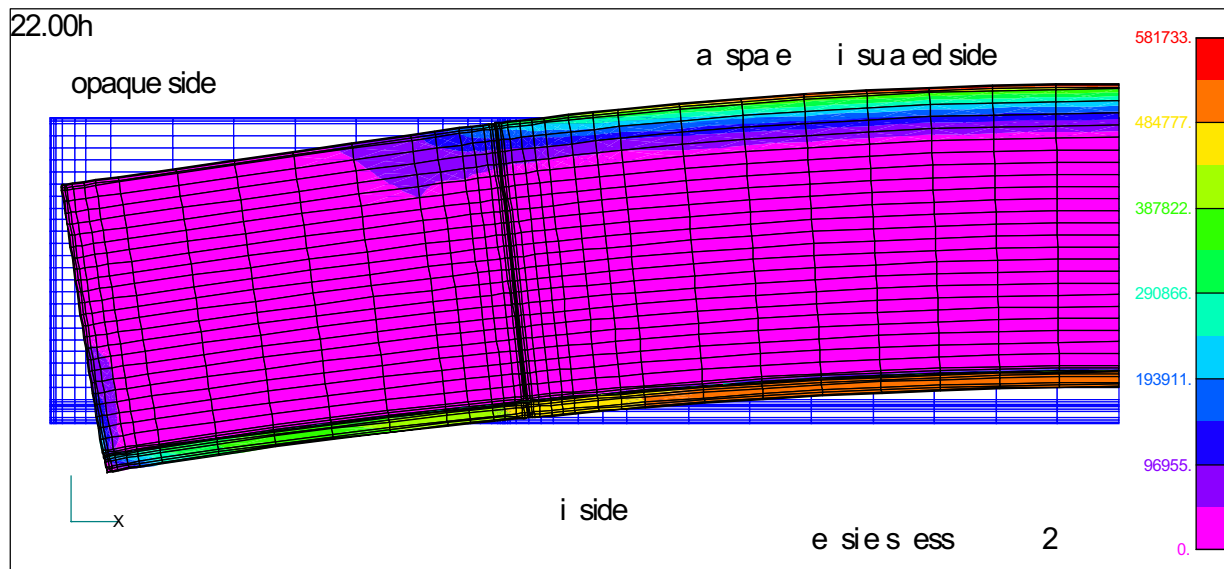


Bild 5.-24: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 24.9.98 22.00 Uhr

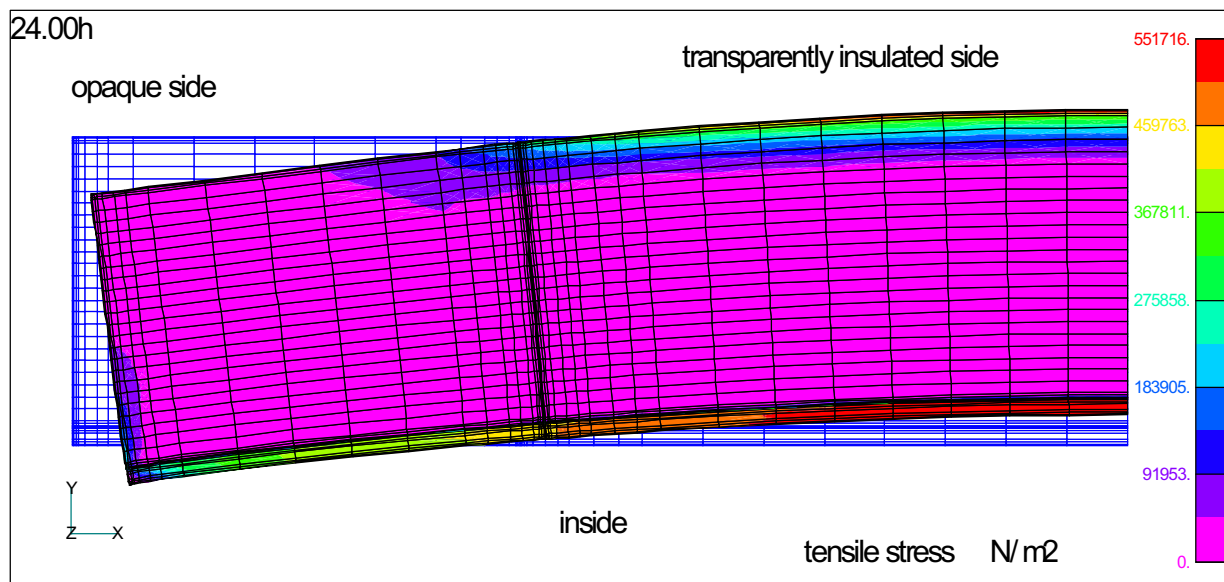


Bild 5.-25: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 24.9.98 24.00 Uhr

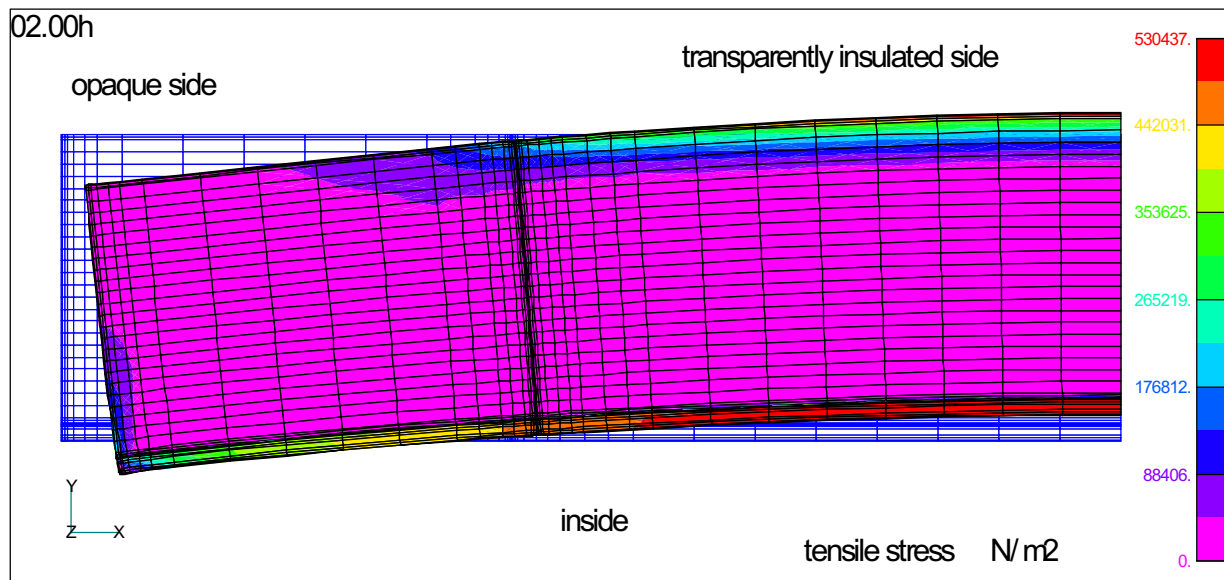


Bild 5.-26: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 25.9.98 2.00 Uhr

5.4 Berechnungen zur TWD-Testwand 2

5.4.1 Modellierung und Stoffkennwerte

Das zweidimensionale Berechnungsgebiet für die Feuchte- und Wärmetransportberechnung sowie die mechanische FEM-Rechnung der TWD-Testwand 2 wurde analog zur Testwand 1 gewählt und ist in Bild 5.-27 dargestellt.

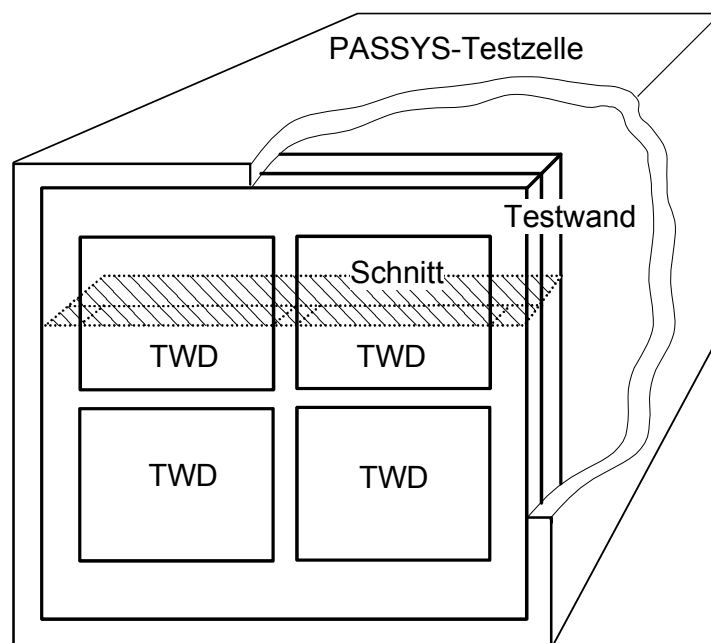


Bild 5.-27: Der schraffierte Schnitt durch die TWD-Testwand 2 kennzeichnet das zweidimensionale Berechnungsgebiet für Feuchte- und Wärmetransport. Die Testwand liegt in Südrichtung.

Bild 5.-28 zeigt die Maße und die Materialzuordnung. Für die Symmetrie- und Randbedingungen an den seitlichen Rändern gelten die gleichen Annahmen wie unter Kapitel 5.3 Das Diskretisierungsnetz für die Feuchte- und

Wärmetransportberechnung stimmt auch hier wieder mit dem Netz der mechanischen FEM-Analyse im Bereich des KS-Mauerwerkes und des Putzes überein und ist in Bild 5.-29 zu sehen.

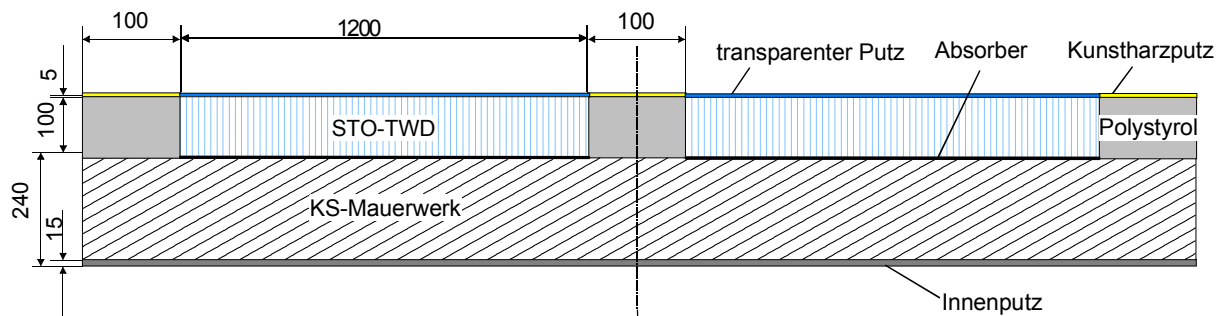


Bild 5.-28: Maße und Materialzuordnung für das Berechnungsgebiet

Das Startdatum der Wärme- und Feuchteberechnungen ist der 10.3.1999. Die eingesetzten Wetterdaten sind eigene Messwerte. Für die Annahmen zu den hygrischen, thermischen und mechanischen Materialkoeffizienten sei auf die Tabellen 5.-3 und 5.-4 verwiesen. Lediglich der μ -Wert des transparenten Putzes wurde mit $\mu=500$ angesetzt. Die Anfangsfeuchtwerte sind in Tabelle 5.-5 aufgelistet.

Tabelle 5.-5: Anfangsfeuchtwerte für die Berechnung des gekoppelten Feuchte- und Wärmetransportes

	Maßeinheit	Kalksandstein	Kalk-Zement-Putz	Kunstharzputz auf Polystyrolämmung	transparenter Putz	STO-TWD Kapillarmaterial	Polystyrol
Anfangsfeuchte	Vol.-%	5,3	18,3	5	0	0,001	0,01

Die Annahme der Symmetriebedingungen erfolgte ebenfalls in Analogie zur Testwand 1. Das verwendete FEM-Netz für die mechanische Analyse ist in Bild 5.-29 zu sehen. Es handelt sich um eine Symmetriehälfte des in Bild 5.-28 dargestellten Schnittes, beschränkt auf die Schnittflächen des KS-Mauerwerkes und des Innenputzes.

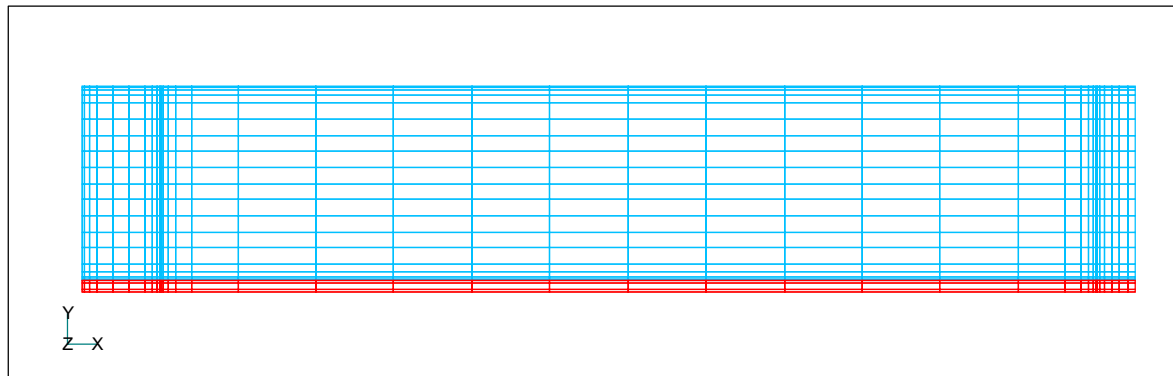


Bild 5.-29: Diskretisierung für die FEM-Spannungs- und Dehnungsberechnung (KS-Mauerwerk – blau; Innenputz – rot). Die rechte Begrenzung des Netzes stellt eine Symmetrieebene dar (hier x-Ebene).

5.4.2 Berechnungsergebnisse und Vergleich mit Messwerten

Wegen der geringen opak gedämmten Anteile bei der vorliegenden Testwand ist es nicht sinnvoll, bei dem Austrocknungsverhalten zwischen opak und transparent gedämmten Wandbereichen zu unterscheiden. Daher ist zunächst nur die Austrocknung der gesamten Wand im Bild 5.-30 gezeigt. Der Trocknungsverlauf korreliert weitestgehend mit den gemessenen Werten aus Bild 4.-42. So wird z.B. der durch das Ausschalten des Entfeuchters bedingte Feuchteanstieg etwa ab dem 160.julianischen Tag (9.Juni) auch in der Rechnung gut abgebildet. Wegen des gegenüber der TWD-Testwand1 gewählten niedrigeren μ -Wertes von 500 des transparenten Deckputzes der TWD ist der berechnete Feuchteverlauf stärker von den äußeren Feuchtebedingungen abhängig. Demzufolge ist auch die Signatur des berechneten Feuchteverlaufs mehr dem Verlauf der Feuchte der äußeren Wandschicht (siehe Bild 4.-42) ähnlich. Aus dem gleichen Grunde ergeben sich auch bei den Rechnungen zur TWD-Wand 1 glattere Trocknungsverläufe.

Die berechnete Endfeuchte am 290.julianischen Tag (17.Oktobre) von 2,85 Vol.-% ist nur wenig größer als die gravimetrisch gemessene von 2,3 Vol.-%.

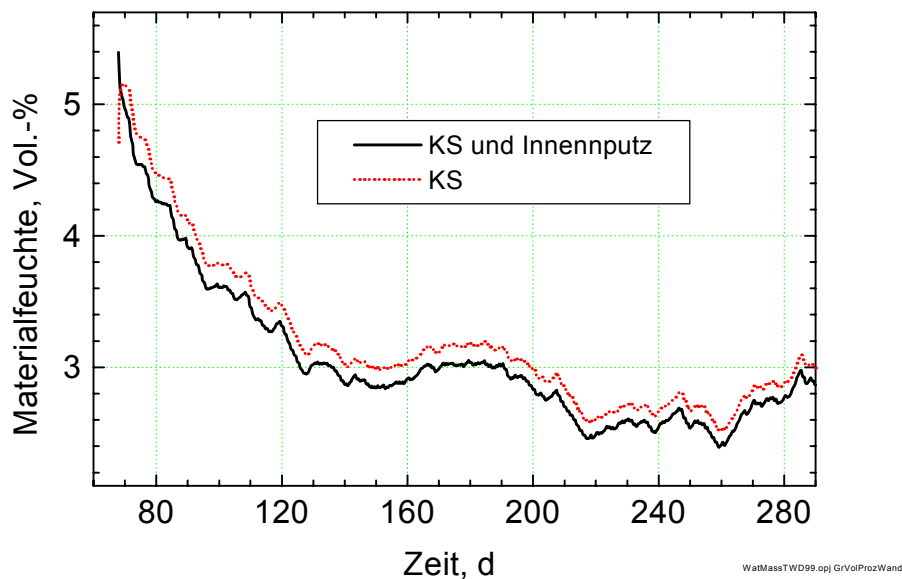


Bild 5.-30: Berechneter Trocknungsverlauf der gesamten Wand

Für den 71. und 72. julianischen Tag (12./13. März) wurden nun wieder die zweidimensionalen Feuchte- und Temperaturfelder als Eingabefelder für die FEM-Spannungs- und Dehnungsanalyse verwendet. Es wurden damit im 4-stündlichen Rhythmus die Spannungs- und Dehnungszustände in der Wand berechnet. Bei den in Tabelle 5.-5 angegebenen Anfangsfeuchtwerten sowie bei der Anfangstemperatur von 23 °C wird die Wand als unverformt und spannungsfrei angenommen. Die Ergebnisse sind in den Bildern 5.-31 bis 5.-42 zu sehen. Zur besseren Sichtbarkeit des Verformungszustandes ist dieser um den Faktor 500 verstärkt dargestellt worden. Es wird die 1. Hauptspannung geplottet, die die maximale Zugspannung (positives Vorzeichen) repräsentiert. Die 2. Hauptspannung, die im vorliegenden Fall eine Druckspannung ist, wird nicht gezeigt, da sie zu jedem Zeitpunkt unkritisch ist. Der zeitliche und örtliche Verlauf der Druckspannungen im Verlaufe eines sonnigen Tages ist aber qualitativ analog dem Fall der TWD-Testwand1 (siehe vorhergehender Abschnitt 5.3). So sind die Druckspannungen zum Zeitpunkt der maximalen Beulung um 14.00 Uhr jeweils in den äußeren Randschichten der Wand maximal, während das Maximum in den Abendstunden im Wandkern liegt.

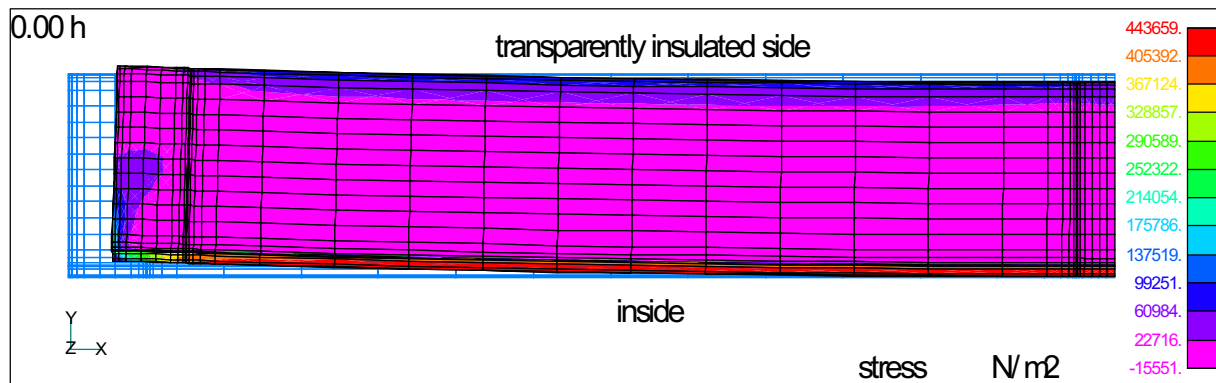


Bild 5.-31: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 12.3.99 0.00 Uhr

Die Verformungszustände am 12. März 99 0.00 Uhr, 4.00 Uhr und 8.00 Uhr sind nach außen konkav mit nachlassender Ausprägung (Bilder 5.-31 bis 5.-33). Die äußeren Wandschichten sind zu dieser Zeit noch kälter als die inneren (siehe Temperaturen in Bild 4.-33). Die geringe berechnete Gesamtschrumpfung der Wand ist hier lediglich ein Effekt der etwas geringeren mittleren Wandtemperatur gegenüber der angenommenen mittleren Anfangstemperatur von 23 °C.

Die maximalen Zugspannungen treten in den Nachtstunden von 0.00 Uhr–8.00 Uhr im Innenputz mit Rechenwerten zwischen 0,43 N/mm² und 0,46 N/mm² auf. Der übrige Wandbereich bleibt zu diesen Zeiten nahezu zugspannungsfrei.

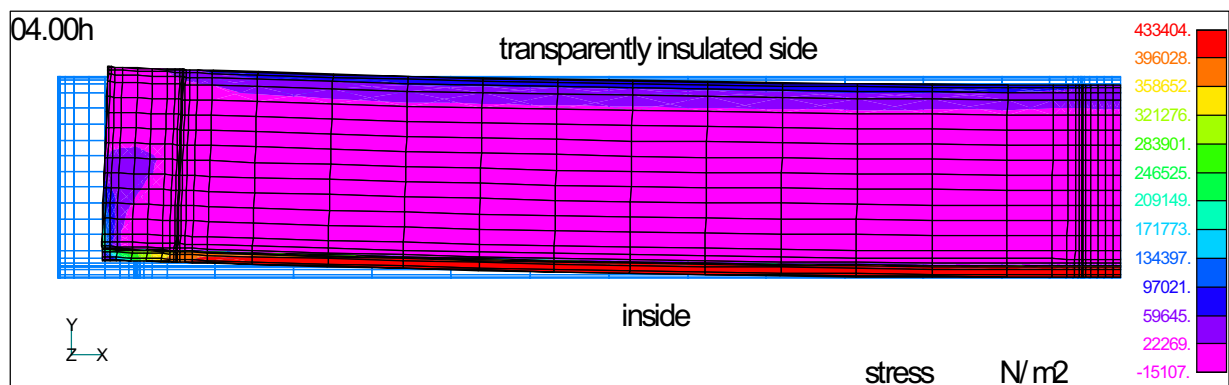


Bild 5.-32: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 12.3.99 4.00 Uhr



Bild 5.-33: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 12.3.99 8.00 Uhr

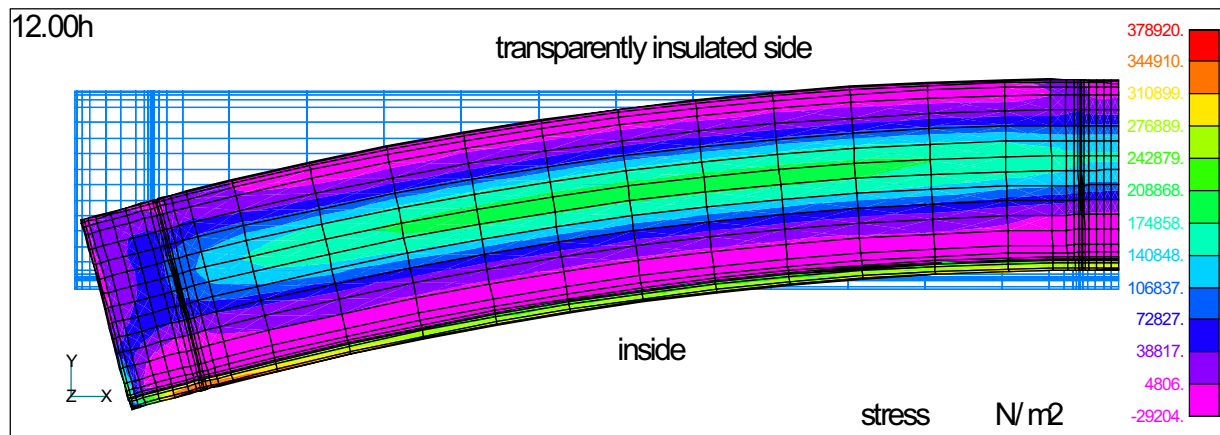


Bild 5.-34: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 12.3.99 12.00 Uhr

Die Zugspannungen im Innenputz werden mit steigender Absorbertemperatur und damit einhergehender Durchbeulung um 12.00 Uhr und 16.00 Uhr merklich geringer. Der gleiche Effekt zeigte sich bereits bei der TWD-Testwand 1. Zu diesen Zeiten bildet sich auch wieder in den mittleren Wandschichten ein lokaler maximaler Zugspannungsbereich (grüne Färbung) aus, dessen Betrag von ca. $0,1 \text{ N/mm}^2$ - $0,2 \text{ N/mm}^2$ aber wiederum unwesentlich ist. Um 12.00 Uhr liefert die Rechnung für die Dehnung auf der Wandinnenoberfläche einen Minimalwert. Werden die vierstündlichen Rechenschritte berücksichtigt, so stimmt dieses berechnete Minimum zeitlich gut mit dem gemessenen um ca. 14.00 Uhr überein.

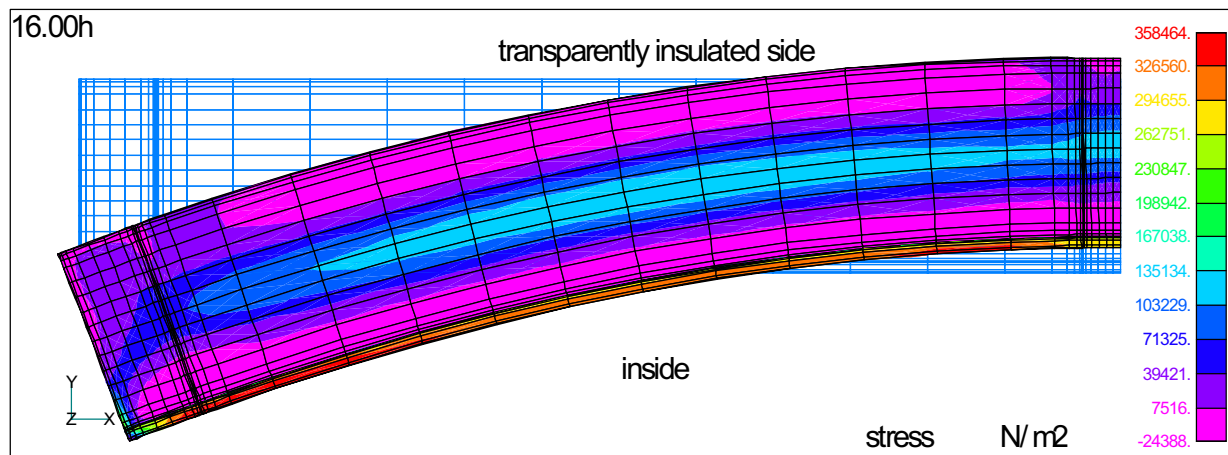


Bild 5.-35: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 12.3.99 16.00 Uhr

Um 16.00 Uhr (Bild 5.-35) ist die Wand in Übereinstimmung mit der Messung maximal durchbeult. Auch die Dehnungswerte auf der Innenseite liegen noch fast auf dem um 12.00 Uhr erreichten Minimalwert. Damit im Einklang erreichen nun auch die Zugspannungen im Innenputz den kleinsten Wert von $0,36 \text{ N/mm}^2$.

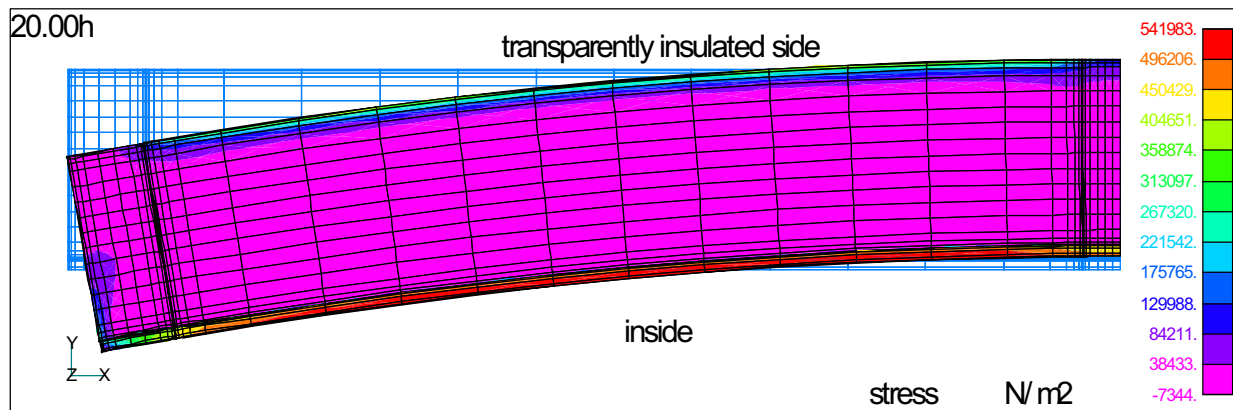


Bild 5.-36: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 12.3.99 20.00 Uhr

Bei dem in Bild 5.-36 dargestellten Spannungs- und Dehnungszustand um 20.00 Uhr geht die Beulung wieder zurück. Damit steigen auch sofort wieder die Zugspannungen im Innenputz auf $0,54 \text{ N/mm}^2$. Interessant ist wieder der lokale maximale Zugspannungsbereich in den äußeren Wandschichten unter der TWD. Er entsteht in Analogie zur TWD-Testwand 1 (dort 18.00 Uhr) durch die Superposition thermischer und hygrischer Zugspannungen. Zum einen sinkt nun die Temperatur der Absorberschicht leicht unter die Temperatur der tiefer liegenden Wandschicht (siehe Bild 4.-33), zum anderen sinkt aber auch die Feuchte in der äußeren Wandschicht (siehe Bild 4.-52). Die Tatsache, dass das Zugspannungsmaximum hier weniger ausgeprägt ist (ca. $0,3 \text{ N/mm}^2$ gegenüber $0,63 \text{ N/mm}^2$ bei der Testwand 1) ist auf den weiter fortgeschrittenen Trocknungszustand der vorliegenden Testwand zum Berechnungszeitpunkt zurückzuführen. Dementsprechend ist die in Abschnitt 4.3.3 erläuterte „Feuchtwelle“ hier weniger ausgeprägt.

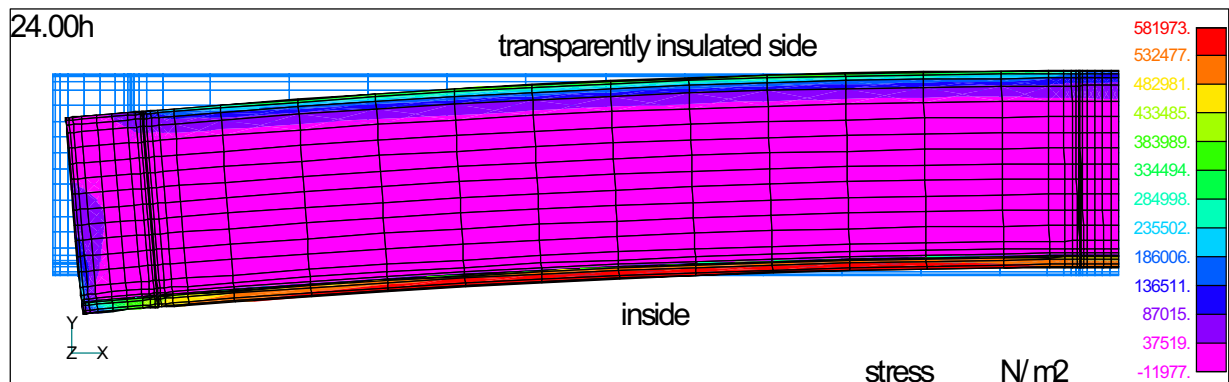


Bild 5.-37: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 12.3.99 24.00 Uhr

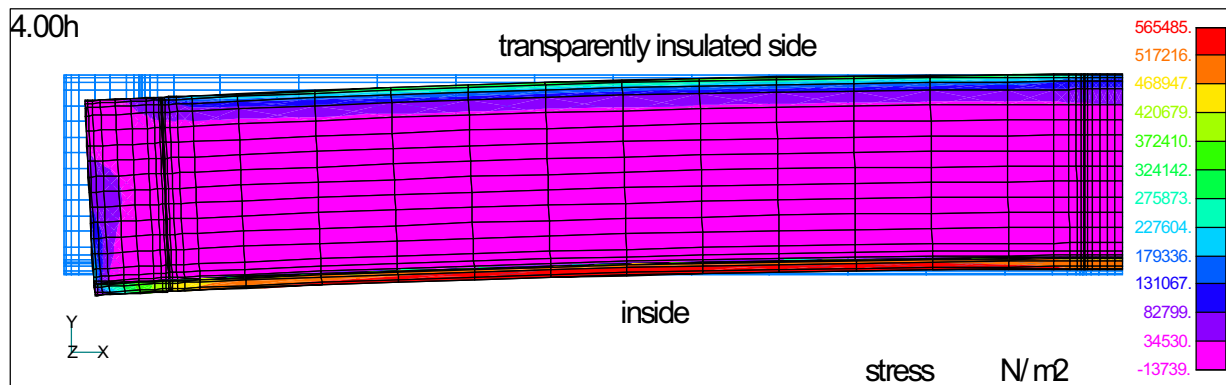


Bild 5.-38: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 13.3.99 4.00 Uhr

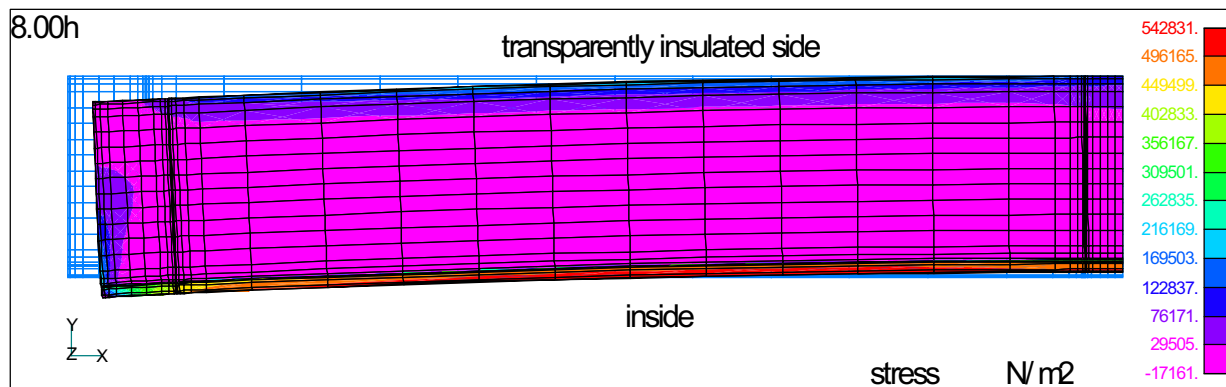


Bild 5.-39: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 13.3.99 8.00 Uhr

Wie am Vortage wiederholen sich auch am 13.3. um 0.00 Uhr, 4.00 Uhr und 8.00 Uhr (Bilder 5.-37 bis 5.-39) die hohen Zugspannungswerte im Innenputz. Die Dehnung auf der Innenoberfläche erreicht um 24.00 Uhr den höchsten Wert, was wiederum auch gemessen wurde.

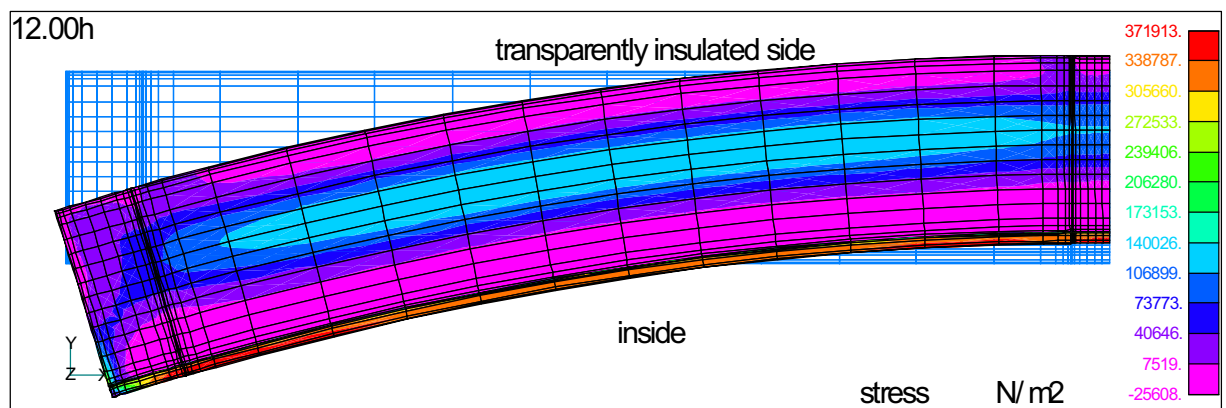


Bild 5.-40: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 13.3.99 12.00 Uhr

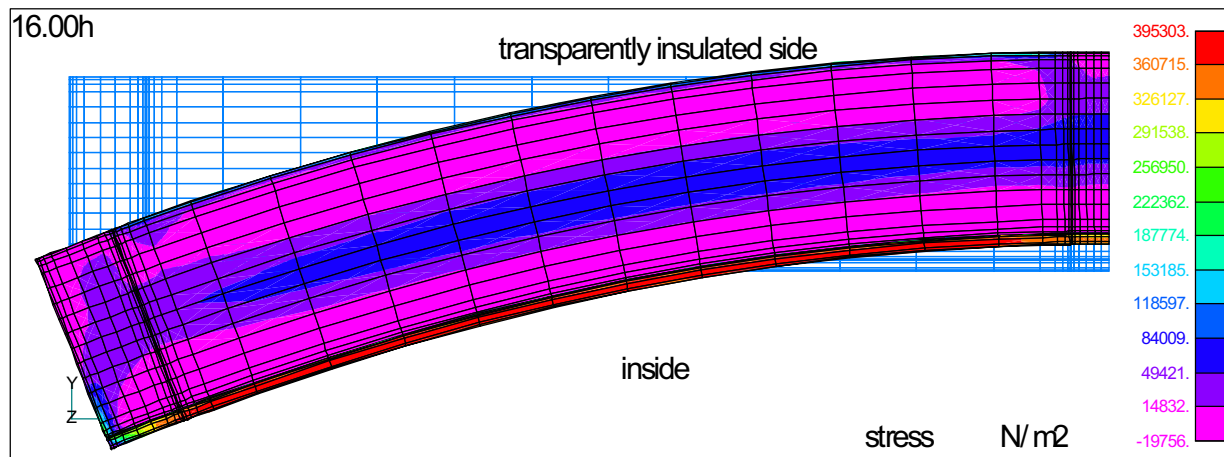


Bild 41: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 13.3.99 16.00 Uhr

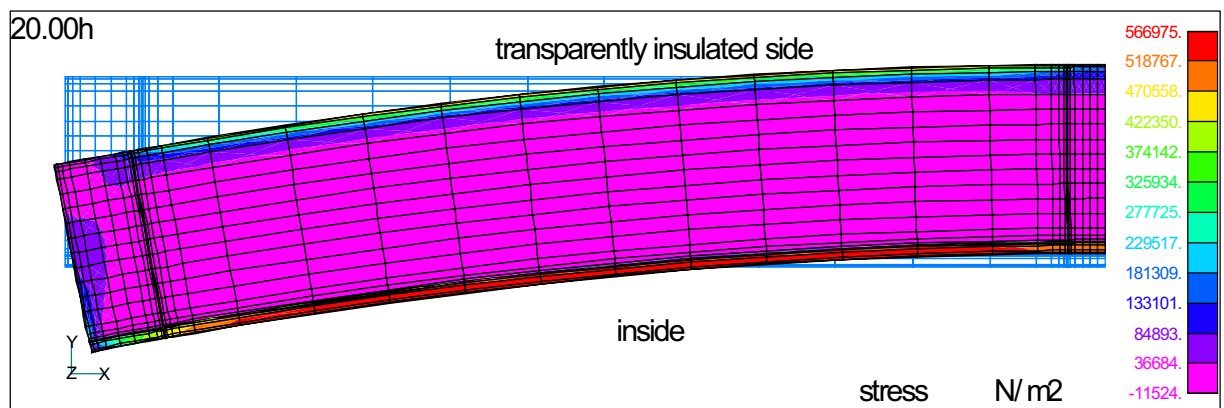


Bild 5.-42: Verformung und 1. Hauptspannung (Zug) 13.3.99 20.00 Uhr

Das Verhalten des zweiten Berechnungstages ähnelt auch zu den weiteren Zeiten dem des 12. März. Das Beulungsmaximum tritt um 16.00 Uhr, das Dehnungsminimum auf der Innenseite um 12.00 Uhr auf. Die Zugspannungen im Innenputz sind mit $0,37 \text{ N/mm}^2$ und $0,40 \text{ N/mm}^2$ um 12.00 Uhr und 16.00 Uhr wieder geringer und mit $0,57 \text{ N/mm}^2$ um 20.00 Uhr wieder angestiegen. Das lokale Zugspannungsmaximum in den äußeren Wandschichten unter der TWD tritt auch um 20.00 Uhr wieder mit ca. $0,55 \text{ N/mm}^2$ auf.

Beim Vergleich der quantitativen Werte von Rechnung und Messung der Dehnungen auf der Innenseite liefert die FEM-Rechnung etwa um den Faktor 3 größere Ergebnisse. Die Gründe für diese Abweichung sind bereits in Abschnitt 5.3 erläutert worden.

In der folgenden Tabelle 5.-6 sind noch einmal zusammenfassend die berechneten und gemessenen täglichen Amplituden der Innendehnung beider TWD-Testwände dargestellt. Dazu sind jeweils zum Vergleich die maximalen horizontalen bzw. vertikalen Dehnungsamplituden während des gesamten Messzeitraumes angegeben.

Tabelle 5.-6: Tägliche Amplitude der Innendehnung

				Amplitude der Dehnung	
				relative Dehnung mm/m	absol. Dehnung der gesamten Wand mm
Testwand 1	FEM-Rechnung 24.9.98			0,29	0,53
	Messung	24.9.98	horizontal	0,09	0,16
			vertikal	0,10	0,18
		Maximalwert	horizontal	0,10	0,17
			vertikal	0,11	0,20
Testwand 2	FEM-Rechnung 12./13.3.99			0,08	0,22
	Messung	12./13.3.99	horizontal	0,03	0,08
			vertikal	0,02	0,05
		Maximalwert	horizontal	0,05	0,14
			vertikal	0,05	0,14

Für die oben dargestellten Berechnungszeitpunkte der Testwand2 sowie für die vorher behandelte Testwand1 enthalten die folgenden Bilder 5.-43 und 5.-44 die maximalen Zugspannungen im Innenputz sowie in der äußeren Wandschicht unter der TWD. Diese Zugspannungen sind für eine mögliche Rissbildung an den Wandoberflächen relevant. Zur Beurteilung der Rissgefahr ist zu überprüfen, ob die maximalen Zugspannungen die Zugfestigkeit des entsprechenden Materials überschreiten. Nach den eigenen Messwerten für die Zugfestigkeit besteht sowohl bei dem Innenputz als auch für die äußeren Wandschichten aus Kalksandstein keine Rissgefahr. Der Messwert für die Zugfestigkeit von Kalksandstein liegt mit $2,68 \text{ N/mm}^2$ (siehe Abschnitt 3.5) deutlich über den Werten aus den Bildern 5.-43 und 5.-44. Der Messwert der Zugfestigkeit von Kalk-Zement-Maschinenputz liegt mit $0,46 \text{ N/mm}^2$ zwar geringfügig unter den berechneten Maximalwerten der Zugspannung, aus den bereits in Abschnitt 5.3.2 genannten Gründen besteht aber auch hier keine Rissgefahr. In [FINK 18] wird für Zementputz eine Zugfestigkeit von $1,2 \text{ N/mm}^2$ angegeben.

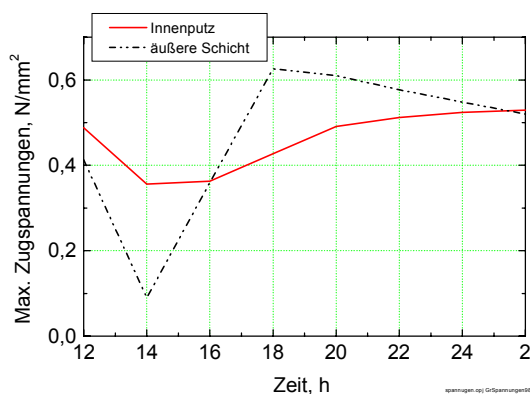


Bild 5.-43: TWD-Testwand 1; Maximale Zugspannungen im Innenputz und in der äußeren Wandschicht unter der TWD am 24.9.98

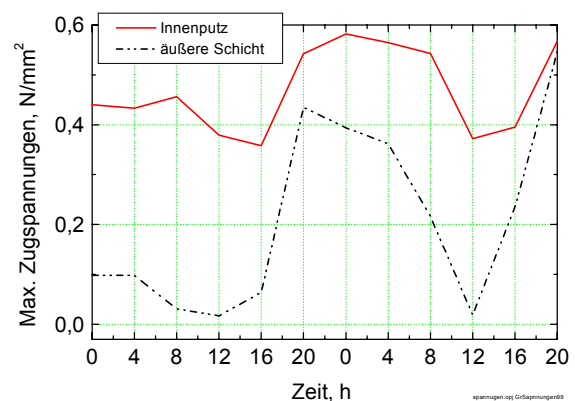


Bild 5.-44: TWD-Testwand 2; Maximale Zugspannungen im Innenputz und in der äußeren Wandschicht unter der TWD am 12./13.3.99

5.5 Verallgemeinerung der Ergebnisse durch Berechnung weiterer TWD-Varianten

Die Berechnungen aus den Abschnitten 5.3 und 5.4 lieferten gute qualitative und zeitliche Übereinstimmungen mit den tatsächlich gemessenen Dehnungs- und Beulungsverläufen der Versuchswände. Dieses Ergebnis berechtigt dazu, die auf der Grundlage von Feuchte- und Temperaturfeldern ausgeführten und praktisch validierten FEM-Spannungs- und Dehnungsberechnungen auf weitere Fälle mit variierten Materialkombinationen und Rand- und Anfangsbedingungen auszuweiten. Auf diese Weise werden verallgemeinerungsfähige schadensprognostische Aussagen gewonnen.

5.5.1 Darstellung der Modellvarianten

Als Ausgangsgeometrie für die Variationen wurde der im Bild 5.-45 dargestellte Wandaufbau gewählt. Die Wand sei nach Süden ausgerichtet.

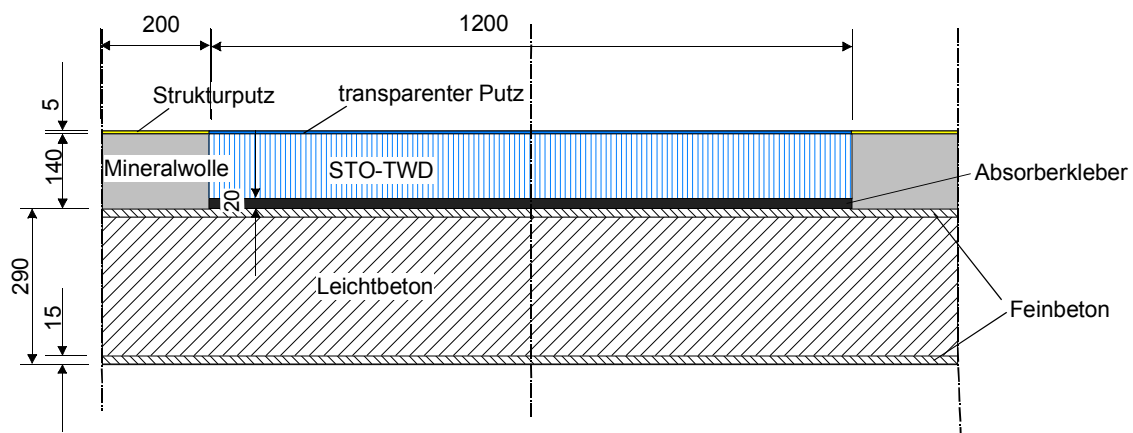


Bild 5.-45: Maße und Materialzuordnung für das Berechnungsgebiet

Zum einen wurden die Materialien der Wand hinter der TWD variiert. Neben der Leichtbetonwand wurden eine Ziegel- und eine Kalksandsteinwand mit Putzschichten betrachtet. Zum anderen wurde der Anfangsfeuchtegehalt der Putzschichten unterschiedlich angesetzt.

Schließlich erfolgte eine Fallunterscheidung bei der TWD-Belegung. Der erste Fall behandelt eine nichthinterlüftete TWD, der zweite eine hinterlüftete TWD mit einer gegenüber Fall 1 erhöhten Trocknung nach außen. Die Modellvarianten sind in Tabelle 5.-7 zu sehen.

Tabelle 5.-7: Varianten für Wärme- und Feuchtetransportberechnung sowie mechanische FEM-Analyse

Variante	TWD-Art	Wand		Innenputz		Außenputz	
		Material	Anfangsfeuchte Vol.-%	Material	Anfangsfeuchte Vol.-%	Material	Anfangsfeuchte Vol.-%
Ziegel 1	nichthinterlüftet	Ziegel	3	Kalkputz	3	Kalkzementputz	3
Ziegel 2			3		17		17
Ziegel 3	hinterlüftet		3		17		17
KS 1	nichthinterlüftet	KS	3		3		3
KS 2			3		17		17
KS 3	hinterlüftet		3		17		17
Beton	nichthinterlüftet	Leichtbeton	3	Feinbeton	3	Feinbeton	3

Der gesamte Berechnungsvorgang erfolgte wie in den Abschnitten 5.3 und 5.4. Analog zu den dortigen Verhältnissen genügt es wieder, sich aus Symmetriegründen bei den Berechnungen auf eine Hälfte des Wandquerschnittes zu beschränken. Da Gravitationseffekte in der Rechnung nicht berücksichtigt werden, ist der hier abgebildete Schnitt auch vertikal vorstellbar. Zunächst wurde in dem zweidimensionalen Wandquerschnitt der gekoppelte Wärme- und Feuchtetransport mit dem Programm DIM [GRUNEWALD 32, 33] berechnet. Als Startdatum wurde der 1. September, als Klimadatei das Testreferenzjahr Essen gewählt. Soweit es möglich war, wurden gemessene Stoffkennwerte aus dem Kapitel 3 eingesetzt.

Die FEM-Analyse aller Fälle wurde einheitlich für die Temperatur- und Feuchtefelder im Wandquerschnitt am 3. September, 20 Uhr, ausgeführt. Die Auswahl dieses Zeitpunktes hatte folgenden Grund. Bei den Berechnungen der praktisch ausgeführten TWD-Wände in den Abschnitten 5.3 und 5.4 ergaben sich um 20.00 Uhr Zugspannungswerte in der äußeren Wandschicht bzw. im Innenputz, die ein Tagesmaximum darstellten oder diesen Maximalwert fast erreichten. Es ist daher zu erwarten, dass weitere Varianten ebenfalls um diese Zeit Extremwerte der Zugspannungen aufweisen. Für den direkten Vergleich mehrerer Varianten ist es zudem erforderlich, bei Beibehaltung aller übrigen Parameter immer nur einen wichtigen Parameter zu verändern. Der 3. September des Testreferenzjahres Essen ist ein strahlungsreicher Tag mit einer maximalen Vertikalstrahlung von 550 W/m^2 , der Vortag ist dagegen strahlungsarm mit einer maximalen Vertikalstrahlung von nur ca. 230 W/m^2 . Für die Spannungsberechnungen wurde weiterhin angenommen, dass die seitlichen Begrenzungslinien des Berechnungsgebietes (sie entsprechen der linken und mittleren Symmetrielinie in Bild 5.-45) x-Symmetrielinien darstellen. Praktisch heißt das, dass der Wandaufbau mit der TWD-Belegung in gleicher Aufeinanderfolge nach rechts und links fortgesetzt gedacht werden kann. Für alle Punkte in der Symmetrielinie gilt, dass nur y-Translation sowie x-Rotation erlaubt sind. Die Wände sind demnach seitlich (bzw. oben und unten – da der in Bild 5.-45 dargestellte Schnitt der Wand auch vertikal vorstellbar ist) in ihrer Verformung behindert. Diese Symmetrie stellt gegenüber den Randbedingungen der Testwände (Abschnitt 5.3 und 5.4), die eine völlig freie seitliche Dehnung der Wand zuließen, einen anderen Extremfall dar. Da dieser Fall, etwa durch auf der Wand aufliegende Deckenlasten, häufiger den tatsächlichen Bedingungen entspricht, wurde er für die weiteren Varianten gewählt.

Die verwendeten Stoffkennwerte für die Berechnungen listet Tabelle 5.-8 auf.

Tabelle 5.-8: Stoffkennwerte für die Wärme- und Feuchtetransportberechnung sowie mechanische FEM-Analyse

Kennwert	Maßeinheit	Ziegel	Kalksandstein	Leichtbeton	Feinbeton	Kalk-Zement-Putz	Kalkputz
Dichte ρ	$\frac{kg}{m^3}$	1860	1760	1500**	2100**	1300	1300
spezifische Wärmekapazität c	$\frac{J}{kg \cdot K}$	770	790	1050**	1050**	800	800
Wärmeleitfähigkeit λ	$\frac{W}{m \cdot K}$	0,83	1,0	0,65**	2,1**	0,52	0,5
μ -Wert	-	16	16	20**	65**	9	9
freie Sättigungsfeuchte	Vol.-%	26,9	23,5	40**	14**	25,7	24*
maximale hygrische Leitfähigkeit	$\frac{m^2}{s}$	$3 \cdot 10^{-7**}$	$2 \cdot 10^{-8**}$	$1 \cdot 10^{-9**}$	$2 \cdot 10^{-9**}$	$1 \cdot 10^{-9**}$	$3 \cdot 10^{-8**}$
Poisson-Zahl	\bar{N}	0,2**	0,2**	0,2**	0,2**	0,2**	0,2**
E-Modul	$\frac{N}{m^2}$	$6 \cdot 10^9**$	$4 \cdot 10^9**$	$1 \cdot 10^{10**}$	$2,5 \cdot 10^{11*}$	$5 \cdot 10^9**$	$4 \cdot 10^9**$
thermischer Ausdehnungskoeffizient α_T	$\frac{1}{K}$	$4,9 \cdot 10^{-6}$	$8,2 \cdot 10^{-6}$	$12 \cdot 10^{-6**}$	$12 \cdot 10^{-6**}$	$9,7 \cdot 10^{-6}$	$8,7 \cdot 10^{-6}$
hygrischer Ausdehnungskoeffizient	ϵ_{HS}	$\frac{mm}{m \cdot M. - \%}$	0,21	0,89	0,89*	0,89*	0,48
$\alpha_H = C \cdot \epsilon_{HS} \cdot e^{-C \cdot \phi}$	C	-	0,21	0,38	0,38*	0,38*	0,87

*) geschätzt

**) Literaturwerte

5.5.2 Ergebnisse

Für die oben aufgeführten Varianten sind die Dehnungen und Spannungen jeweils für den gleichen Tag um 20.00 Uhr in den Bildern 5.-46 bis 5.-52 dargestellt. Die Dehnungen sind generell um den Faktor 1000 verstärkt gezeichnet worden. Entsprechend den gewählten Symmetriebedingungen bleibt die rechte und linke Begrenzungslinie des Berechnungsgebietes unverformt. Für alle Punkte in dieser Linie ist nur die y- und keine x-Translation möglich. Die in den folgenden Bildern ersichtliche (und durch die angenommenen freie y-Translation erlaubte) Verschiebung des linken Wandrandes würde bei völliger Einspannung nicht auftreten. In diesen Fällen wäre aber die Durchbeulung der Wand sowie die Spannungsverteilung in hinreichender Entfernung vom Rand analog den dargestellten Fällen mit x-Symmetrie am linken Rand. Die Kräfte in den Konstruktionselementen, von denen die transparent gedämmte Wand seitlich (bzw. oben und unten) eingespannt wird, werden hier nicht behandelt. Bei sämtlichen

Abbildungen wurde die Spannung in x-Richtung geplottet, die bei der vorliegenden Geometrie auch etwa der 1. Hauptspannung entspricht.

Die Temperatur an der Absorberoberfläche hinter der TWD beträgt um 20.00 Uhr bei den Varianten zwischen 37 °C und 44 °C. Um diese Zeit ist das Temperaturgefälle noch von außen nach innen abfallend. Ein solches Temperaturgefälle konnte z. B. auch bei den realen Testwänden gemessen werden (siehe Bild 4.-6). Im Zusammenwirken mit den seitlichen mechanischen Randbedingungen erklärt sich bei den folgenden Darstellungen der Spannungen auch die Druckspannungszone im transparent gedämmten Wandbereich direkt hinter dem Absorber.

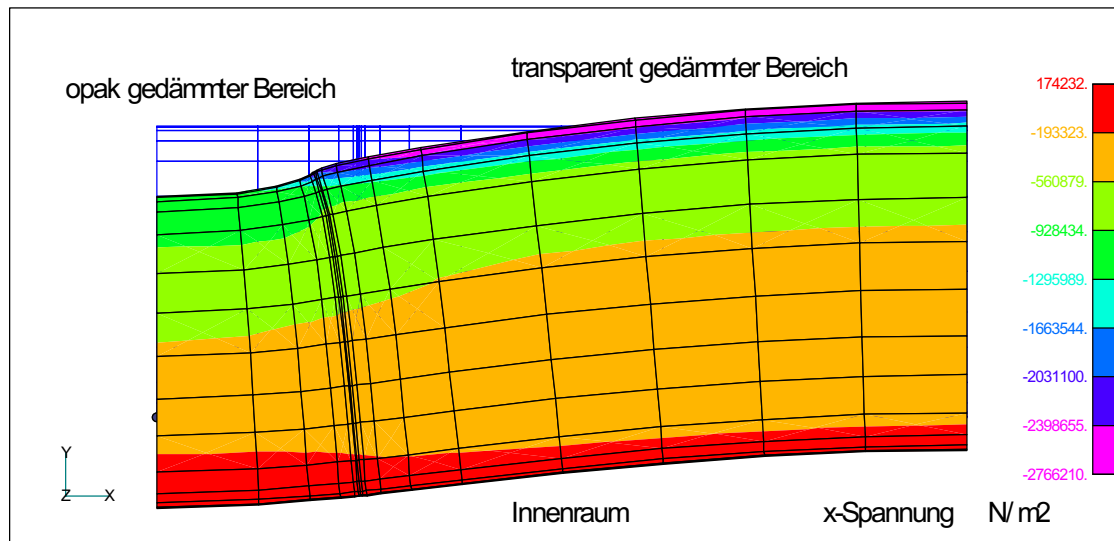


Bild 5.-46: Variante Ziegel 1, Verformung und x-Spannung

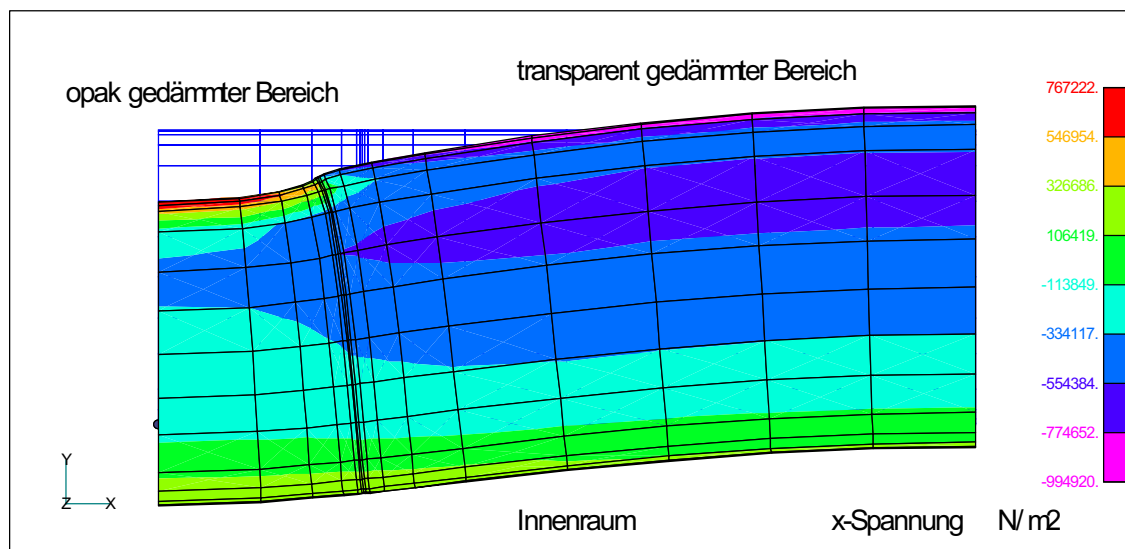


Bild 5.-47: Variante Ziegel 2, Verformung und x-Spannung

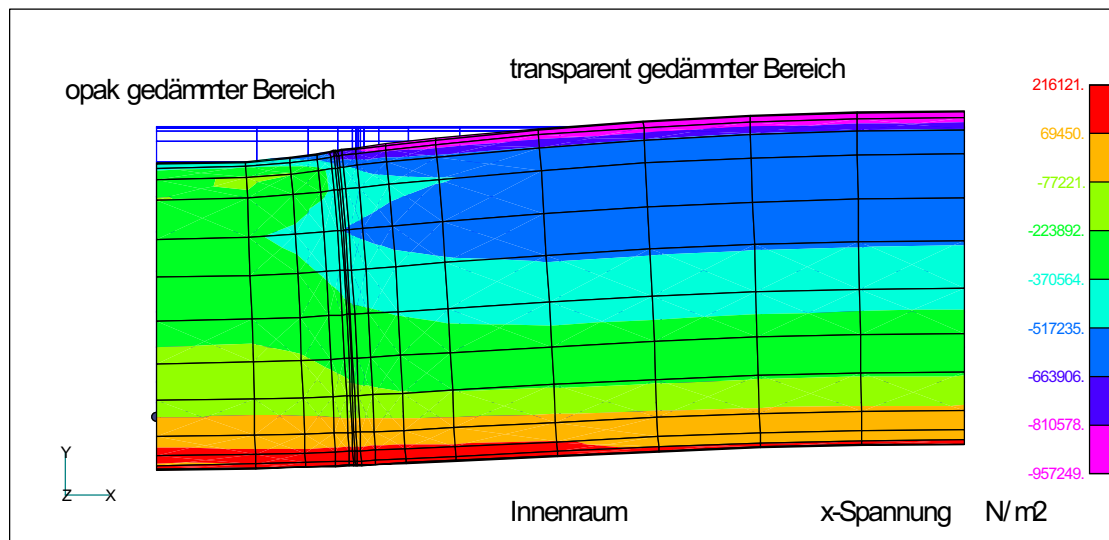


Bild 5.-48: Variante Ziegel 3, Verformung und x-Spannung

Zunächst sollen die drei Varianten mit der Ziegelwand betrachtet werden. Wie oben bereits erwähnt wurde, ergibt sich jeweils eine Druckspannungszone im äußeren transparent gedämmten Bereich. Die Rechnung liefert für Variante Ziegel 1 den größten Druckspannungswert in diesem Bereich mit ca. $2,8 \text{ N/mm}^2$. Die Mindestdruckfestigkeit eines Putzmörtels der Putzmörtelgruppe II beträgt nach DIN 18555 $2,5 \text{ N/mm}^2$. Wird weiterhin bedacht, dass in der vorliegenden Rechnung Kriecheffekte der Materialien, die zu einem leichten Spannungsabbau beitragen können, noch vernachlässigt wurden, so sind diese Druckspannungen vom Betrag her für Schädigungen als unkritisch einzuschätzen. Bei der Variante Ziegel 2, bei der im Vergleich zur Variante Ziegel 1 nur die Anfangsfeuchte des Putzes von 3 Vol.-% auf 17 Vol.-% erhöht wurde, sinkt auch folgerichtig diese Druckspannung auf $0,99 \text{ N/mm}^2$. Das ist plausibel, wenn berücksichtigt wird, dass der feuchte Putz zu Beginn der Rechnungen als spannungsfrei angenommen wurde. In der vorliegenden Situation zwei Tage nach Berechnungsbeginn ist durch das Austrocknen der äußeren Putzschicht ein Teil der Temperaturdruckspannung bereits abgebaut. Bei der Variante Ziegel 3, ebenfalls mit Anfangsputzfeuchte 17 Vol.-%, bewirkt die simulierte Hinterlüftung eine noch raschere Putztrocknung und dementsprechend einen noch etwas stärkeren Abfall der Druckspannungen auf $0,97 \text{ N/mm}^2$.

Die Spannungsverhältnisse auf der Wandinnenseite werden bei allen drei Varianten durch die Putztrocknung dominiert. Bei Variante Ziegel 1 bewirkt eine geringe Trocknung eine Zugspannung von nur $0,17 \text{ N/mm}^2$, bei Variante Ziegel 2 ist die Zugspannung im Innenputz wegen der höheren Anfangsfeuchte erwartungsgemäß mit ca. $0,23 \text{ N/mm}^2$ höher. Variante Ziegel 2 und Ziegel 3, beide mit hoher Anfangsputzfeuchte, unterscheiden sich bei der maximalen Zugspannung im Innenputz kaum. Diese Zugspannungen sind ca. um einen Faktor 2 kleiner als die Zugfestigkeit und daher bezüglich Rissbildungen unbedenklich.

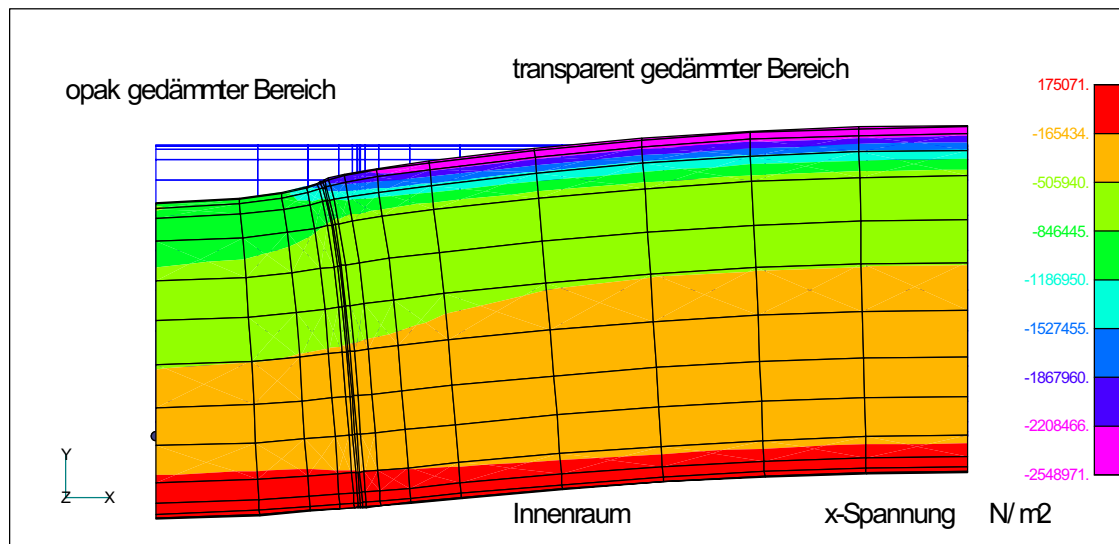


Bild 5.-49: Variante KS 1, Verformung und x-Spannung

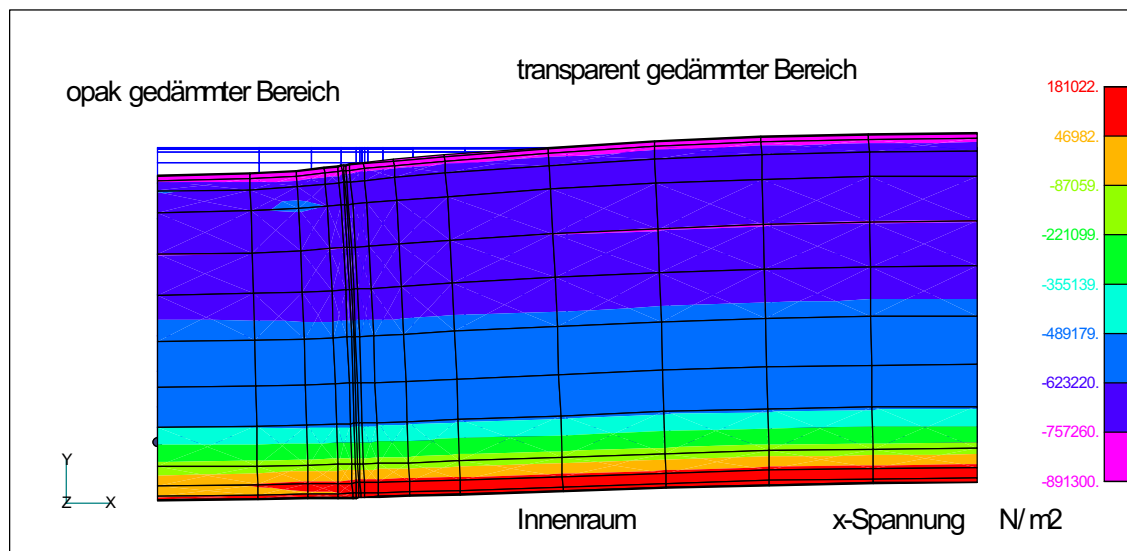


Bild 5.-50: Variante KS 2, Verformung und x-Spannung

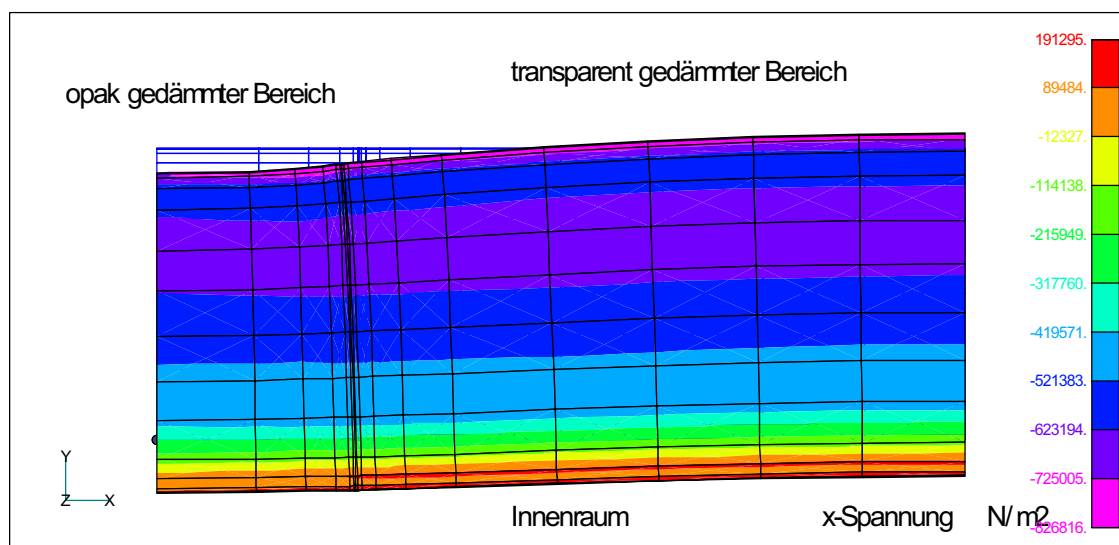


Bild 5.-51: Variante KS 3, Verformung und x-Spannung

Der Vergleich der drei Kalksandsteinvarianten KS 1 bis KS 3 untereinander ergibt analoge Verhältnisse wie bei den Ziegelvarianten. Die Druckspannungsbereiche im äußeren Wandbereich hinter der transparenten Dämmung treten ebenfalls auf. Die marginalen Unterschiede des Betrages dieser Druckspannung zwischen jeweils den Varianten Ziegel 1 – KS 1, Ziegel 2 – KS 2 sowie Ziegel 3 – KS 3 sind lediglich im verschieden angenommenen E-Modul des Wandmaterials begründet. Analog gilt diese Aussage für die Zugspannungen im Innenputz.

Werden wiederum die Zugspannungen im Innenputz der drei Kalksandsteinvarianten KS 1 bis KS 3 untereinander verglichen, so sind bei den Varianten mit hoher Anfangsputzfeuchte (KS 2 und KS 3) die Werte höher als bei Variante KS 1 mit geringer Anfangsputzfeuchte. Beim Vergleich der Varianten KS 2 und KS 3 weist die Variante KS 3 (hinterlüftete TWD) etwas höhere Zugspannungswerte im Innenputz auf.

Interessant ist hier auch die Gegenüberstellung der in diesem Abschnitt vorliegenden Fälle (seitlich „eingespannten“ Wände) mit den frei verformbaren Testwänden aus den Abschnitten 5.3 und 5.4. Zunächst werde der Bereich der äußeren Wandschichten und des Außenputzes betrachtet. In diesen Regionen gab es bei den frei verformbaren Wänden an strahlungsreichen Tagen ca. 18.00-20.00 Uhr Zugspannungsmaxima in der Größenordnung von $0,4-0,6 \text{ N/mm}^2$. Diese Zugspannungsmaxima waren eine Folge der Überlagerung von Temperatur- und Feuchtespannungen. Die seitliche Einspannung der Wände hebt diese Zugspannungen nicht nur völlig auf, sondern führt auch zum Aufbau von Druckspannungen. Selbst bei der angenommenen völligen seitlichen Einspannung der Wände sind diese Druckspannungen bei den Ziegel- und KS-Wänden noch unschädlich.

Die Berechnung der Zugspannungen im Innenputz lieferte bei den frei verformbaren Testwänden aus den Abschnitten 5.3 und 5.4 Maximalwerte in den Abend- und Nachtstunden von ca. $0,53-0,58 \text{ N/mm}^2$. Die seitliche Einspannung der Wände führte zu einer Verringerung dieser Spannungen auf Werte um $0,2 \text{ N/mm}^2$.

Die mechanischen Randbedingungen der betrachteten Fallgruppen (völlig frei verformbar – seitlich eingespannt) stellen Extrembedingungen dar. Ein realer Wandaufbau wird in der Regel durch Bedingungen gekennzeichnet sein, die eine teilweise seitliche Verformung erlauben. Demnach wird eine reale Wand aus Kalksandstein bzw. Ziegel auch maximale Zugspannungswerte in einem mineralischen Innenputz aufweisen, die je nach Verformungsbehinderung im Bereich von ca. $0,2-0,6 \text{ N/mm}^2$ liegen. Für den oberen Wert von $0,6 \text{ N/mm}^2$ wurde an den Testwänden die Rissfreiheit des Innenputzes sowohl bei sehr hoher Anfangsfeuchte (ca. 18 Vol.-%) des gesamten Wandaufbaus als auch bei trockener Wand (2,4 Vol.-%) und feuchtem Putz (18,3 Vol.-%) praktisch validiert. Für den unteren Wert von $0,2 \text{ N/mm}^2$ ist eine Rissbildung demnach noch unwahrscheinlicher, zumal dieser Wert auch bereits unterhalb der gemessenen Zugfestigkeitswerte für Putze liegt.

Verallgemeinernd kann festgestellt werden, dass bei den untersuchten Wandkonstruktionen aus Kalksandstein- bzw. Ziegelmauerwerk mit einer Dicke von 24 cm sowie mit mineralischen Putzschichten keine Putzrisse wegen der hygrothermischen Belastung durch die TWD zu erwarten sind.

Für die xy-Schubspannung und die y-Normalspannung ergaben sich bei der Berechnung der frei verformbaren Testwand 1 Maximalwerte an der Nahtstelle zwischen Innenputz und Mauerwerk (siehe Bilder 5.-16 und 5.-17). Bei den mechanisch seitlich eingespannten Varianten sind die Maxima an dieser Stelle nicht mehr vorhanden. Vielmehr ergibt sich hier ein maximaler xy-Schubspannungsbereich

mit Werten von $<0,2\text{N/mm}^2$ in der äußeren Wandschicht an der Grenze zwischen opak und transparent gedämmter Wand.

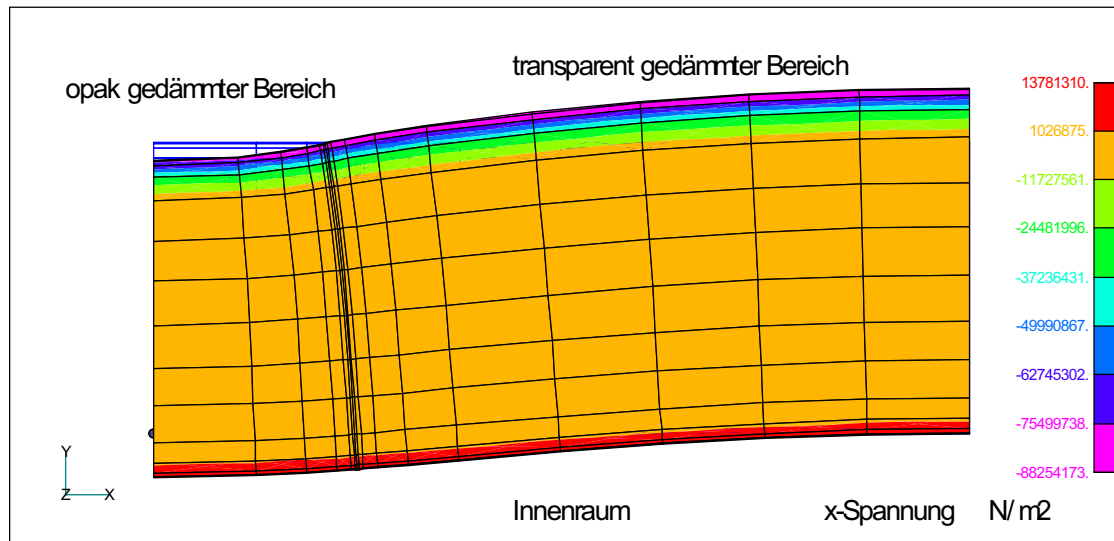


Bild 5.-52: Variante Beton, Verformung und x-Spannung

Schließlich bleibt noch die Diskussion der Ergebnisse der Beton-Variante. Hier erreicht die Druckspannung in der äußeren Feinbetonschicht ca. 88N/mm^2 (theoretische Druckfestigkeit ca. 35N/mm^2) sowie die Zugspannung in der inneren Feinbetonschicht $13,8\text{N/mm}^2$ (Literaturwerte ca. $2-5,5\text{N/mm}^2$, eigener Messwert für Beton/Estrich $2,93\text{N/mm}^2$). Bei den berechneten Werten kann davon ausgegangen werden, dass sie wegen folgender Annahmen der Berechnungen ein Vielfaches der real zu erwartenden Werte darstellen. Zum einen wurde der Unterschied zwischen den E-Moduln der Feinbetondeckschichten ($2,5 \cdot 10^{11}\text{N/mm}^2$) einerseits und dem Leichtbeton des Wandkerns ($5 \cdot 10^9\text{N/mm}^2$) andererseits bewusst sehr groß angesetzt, um hier einen Extremfall zu simulieren. Weiterhin muss der sehr hohe E-Modul der Feinbetonschicht in Verbindung mit der seitlich völlig fest eingespannten Wand solche hohen Spannungswerte erzeugen. Der reale Fall wird hier nur eine teilweise Verformungsbehinderung aufweisen, infolge derer auch die reale Druckspannung in der Feinbetonschicht wesentlich geringer als der hier ermittelte theoretische Wert von 88N/mm^2 ausfallen wird. Die in Bild 5.-52 dargestellte Spannungssituation kann daher nur rein qualitativ betrachtet werden.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Ziel der vorliegenden Arbeit war es, Erkenntnisse zum Spannungs- und Dehnungsverhalten poröser Materialien infolge von gleichzeitig auftretenden Temperatur- und Feuchtefeldern zu erhalten. Zunächst sollten durch theoretische Überlegungen einige grundlegende Eigenschaften solcher Spannungs- und Dehnungszustände aufgezeigt werden. Weiterhin war eine Vorgehensweise zu entwickeln, auf der Basis von laborativen Messungen wichtiger Materialkenndaten diese Spannungen und Dehnungen zu berechnen. Schließlich sollte diese Methode am Beispiel transparent gedämmter Wände, mit der Absicht schadensprognostische Aussagen zu gewinnen, angewendet und experimentell überprüft werden.

Es konnte mit theoretischen Überlegungen gezeigt werden, dass feuchtebelastete poröse Materialien im Gegensatz zu temperaturbelasteten prinzipiell fast immer (mit Ausnahme des Zustandes der Feuchtegleichverteilung) Eigenspannungen aufweisen. Die Ursache ist der nichtlineare Zusammenhang des hygrischen Ausdehnungskoeffizienten mit der Materialfeuchte. Während bei Temperaturfeldern mit Wärmequellen im stationären Fall spannungsfreie Verformungszustände möglich sind, sind Feuchtefelder mit Feuchtequellen (im Sinne von Ursprung) stets mit Spannungen verbunden.

Für die Messung der hygrischen Dehnung wurden Messaufbauten konzipiert, aufgebaut und getestet. Für eine Reihe von Materialproben wurde damit der hygrische Ausdehnungskoeffizient bestimmt. Es wurde festgestellt, dass sich bei vielen Materialien die Abhängigkeit der hygrischen Dehnung von der Materialfeuchte näherungsweise durch einen exponentiellen Zusammenhang beschreiben lässt.

Weitere Messungen von feuchteabhängigen Stoffkennwerten wie der Wärmeleitfähigkeit, der Sorptionsisotherme und des Wasserdampfdiffusionswiderstandskoeffizienten wurden als Grundlage für die Berechnung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransportes mit dem Programm DIM [GRUNEWALD 32, 33] ausgeführt. Die mit diesem Programm erhaltenen zweidimensionalen Temperatur- und Feuchtefelder dienen wiederum als Ausgangsdaten für die FEM-Spannungs- und Dehnungsanalyse.

Für das FEM-Programm Abaqus wurde die Möglichkeit der Verarbeitung von hygrischen Ausdehnungskoeffizienten sowie daraus der Berechnung von hygrischen bzw. gleichzeitig auftretenden thermischen und hygrischen Dehnungen und Spannungen implementiert.

Die Verfahrensweise der Ermittlung von thermisch-hygrisch bedingten Dehnungen und Spannungen wurde am Beispiel von transparent gedämmten Wänden mit dem Ziel der Prognose von Materialschäden infolge der Überschreitung einer zulässigen Spannung angewendet und überprüft. Dazu wurde an zwei südorientierten Versuchswänden aus Kalksandsteinmauerwerk mit einem StoTherm Solar TWD-System unter realen Klimarandbedingungen das Austrocknungs- sowie thermische Verhalten im Zusammenhang mit den Dehnungs- und Beulungsvorgängen untersucht. Beide Versuchswände wurden nahezu zwangsfrei aufgebaut und unterschieden sich vorrangig durch den Anteil an transparent gedämmter Fläche sowie den Anfangsfeuchtegehalt des Wandmaterials.

Es ergab sich bei beiden Testwänden eine trocknungsbedingte Gesamtverkürzung sowie an Tagen mit solarer Einstrahlung ein täglicher Zyklus von Dehnung und Verkürzung auf den Wandinnenoberflächen. An diesen Tagen bewirkten die Temperatur- und Feuchteverläufe im Wandquerschnitt einen Schüsseleffekt

(Durchbeulen) der Wand. Der Zeitpunkt der maximalen nach innen konkaven Beulung (größter Messwert bei der ersten Testwand: 0,13 mm) stimmt mit dem Zeitpunkt der größten Temperaturdifferenz zwischen Wandinnenoberflächen-temperatur und Absorbertemperatur (ca. 14.00 Uhr) überein. In den Nachtstunden kann sich die Orientierung der Beulung auch umkehren (zum Innenraum hin konvex). Beide Wände blieben trotz der Möglichkeit sich seitlich zwangfrei auszudehnen und sich maximal zu durchbeulen auf der Innenoberfläche völlig frei von sichtbaren Putzrissen. Für die zweite Versuchswand wurden Testphasen mit sehr hoher und sehr niedriger relativer Luftfeuchte im Innenraum ausgeführt. Auch die Trocknungsbeschleunigung auf der Wandinnenseite während des Testregimes mit sehr niedriger Luftfeuchte im Innenraum führte nicht zu sichtbaren Rissen im Innenputz.

Für die Versuchswände wurden die Temperatur- und Feuchtefelder im Zeitverlauf in einem jeweils zweidimensionalen Querschnitt mit den realen Klimarandbedingungen berechnet. Die Rechnung bestätigt das beschleunigte Austrocknen der transparent gedämmten Wandbereiche gegenüber den opak gedämmten für eine Kalksandsteinwand. Die dominierende Trocknungsrichtung hängt dabei von der Art der TWD (hinterlüftet- nichthinterlüftet) sowie der Wasserdampfdiffusionsdichtigkeit des Mauerwerkes ab. Bei den praktisch untersuchten Wänden aus Kalksandsteinmauerwerk mit nichthinterlüftetem Wärmedämmverbundsystem ließ sich messtechnisch nachweisen, dass bei solarer Einstrahlung durch die Erhöhung des Wasserdampfpartialdruckes im TWD-Kapillarmaterial die Wasserdampfdiffusion durch die Wand in Richtung Innenraum begünstigt wird. Es ergibt sich ähnlich dem Durchlaufen der „Temperaturwelle“ durch die Wand eine „Feuchtwelle“ nach innen (siehe Abschnitt 4.3.3). Die mittleren Wandfeuchten beider Wände zum Testende stimmen gut mit den berechneten Werten überein.

Mit den Ergebnissfeldern der Wärme- und Feuchtetransportberechnung wurden dann für ausgewählte Tage zu verschiedenen Tageszeiten die hygri- und thermisch bedingten zweidimensionalen Spannungs- und Dehnungszustände für den Wandquerschnitt bestimmt. Die qualitative und zeitliche Übereinstimmung der berechneten und gemessenen tageszyklischen Dehnungs- und Beulungswerte an der Wandinnenoberfläche war für beide Versuchswände sehr gut. Quantitativ lieferte die FEM-Rechnung etwa zwei- bis dreifach höhere Werte, was sich aber mit den idealen Annahmen der Berechnungen begründen lässt. Der FEM-Rechenwert der gesamten trockenungsbedingten Verkürzung der ersten Testwand stimmt mit 0,24 mm/m gut mit dem horizontalen Dehnungsmesswert von 0,28 mm/m überein.

Für die berechneten Zugspannungen ergeben sich bei beiden Wänden die höchsten Werte im Innenputz der transparent gedämmten Wandbereiche sowie in den oberflächennahen Schichten unter dem Absorber in der Zeit von ca. 18.00 Uhr bis 8.00 Uhr. Die maximalen Zugspannungswerte liegen in der Regel unterhalb und vereinzelt im Bereich der Zugfestigkeit der jeweiligen Materialien. Da jedoch bei den berechneten maximalen Zugspannungswerten in Analogie zu den Dehnungs- und Beulungswerten davon ausgegangen werden kann, dass die Rechenwerte systematisch größer sind als die tatsächlichen Werte, können die Zugspannungen als rissungefährlich eingeschätzt werden. Das steht im Einklang mit den Beobachtungen an den Testwänden. Das Zugspannungsmaximum in den äußeren Wandschichten unter dem Absorber erscheint insofern ohnehin unkritisch, als die Absorberoberfläche in der Regel bei den meisten TWD-Systemen nicht sichtbar ist.

Dieses Ergebnis berechtigte dazu, die auf der Grundlage von Feuchte- und Temperaturfeldern ausgeführten und praktisch validierten FEM-Spannungs- und

Dehnungsberechnungen auf weitere Fälle auszuweiten. Für diese Fälle wurden das Wandmaterial (Kalksandsteinmauerwerk, Ziegelmauerwerk, Beton), die Anfangsfeuchte des Putzes sowie die Trocknungsbedingungen (nichthinterlüftete – hinterlüftete TWD) variiert. Weiterhin wurde im Gegensatz zu den Versuchswänden hier mit einer angenommenen seitlichen Behinderung auch eine veränderte mechanische Randbedingung betrachtet. Für die durchgerechneten praxisrelevanten Fälle ergaben sich in dem zweidimensionalen Berechnungsgebiet generell unkritische maximale Zugspannungen im Material. Die Zugspannungen im Innenputz sind gegenüber dem praktisch validierten Fall der frei verformbaren Wand sogar noch verringert.

Es kann verallgemeinernd festgestellt werden, dass bei den praktisch untersuchten Wandkonstruktionen aus Kalksandsteinmauerwerk sowie bei den rechnerisch simulierten Wänden aus Ziegelmauerwerk mit mineralischen Putzschichten keine Putzrisse wegen der hygrothermischen Belastung durch die TWD zu erwarten sind.

Insgesamt steht mit der im Rahmen dieser Arbeit entwickelten und an praktischen Beispielen überprüften Vorgehensweise zur Berechnung des hygri- und thermisch verursachten zweidimensionalen Dehnungs- und Spannungszustandes eine Methode zur Verfügung, die auch auf andere Fragestellungen aus der angewandten Physik, den Materialwissenschaften oder technischen Anwendungsbereichen angewendet werden kann. Dabei ist die Beschränkung auf zweidimensionale Probleme zunächst nur durch die Möglichkeiten des verwendeten Programms zur gekoppelten Feuchte- und Wärmetransportberechnung bedingt. Lässt sich eine dreidimensionale Feuchteverteilung z.B. messtechnisch erfassen oder etwa aus Symmetriegründen aus einer zweidimensionalen ableiten, so ist prinzipiell auch eine dreidimensionale Spannungs- und Dehnungsanalyse mit thermisch-hygri-cher Ursache möglich.

Im Ergebnis der Arbeit ergeben sich eine Reihe von Anknüpfungspunkten für weitere Untersuchungen.

So kann für bestimmte Materialien der bislang noch nicht berücksichtigte Feuchteinfluss auf weitere Kennwerte wie den Elastizitätsmodul oder die Zugfestigkeit wesentlich sein. Interessant sind weiterhin Materialien, die stark vom verwendeten elastischen Materialmodell abweichen oder eine Anisotropie aufweisen. Eine Implementation eines anderen Materialmodells oder einer Anisotropie bezüglich mechanischer und/oder thermischer Eigenschaften ist aber bei der FEM-Analyse ebenfalls unproblematisch.

Die bislang noch unzureichende Datenbasis des hygri-chen Ausdehnungskoeffizienten ist durch Messungen an weiteren Materialien auszuweiten.

7 Literatur

- [1] *Parkus, H.*: Magneto- und Elektroelastizität. Z. ang. MathMech 53(1973), T 18
- [2] *Al Bosta, S., Schäfer, K.*: Transparent gedämmte Altbauten. Schlussbericht zum BMFT-Forschungsvorhaben 0335003P. Heft 3: Statisches Verhalten von transparent gedämmten Außenwänden. Teilbericht des Instituts für Tragwerksentwurf und -konstruktion, Universität Stuttgart, 1993
- [3] *Al Bosta, S.* : Risse im Mauerwerk. Werner Verlag Düsseldorf, 1999
- [4] *Gertis, K.*: Hygrische Eigenspannungen und Verformungen von Gasbeton-Außenbauteilen. Die Bautechnik 10/1975, S. 329 ff.
- [5] *Parkus, H.*: Thermoelasticity. Second edition, Springer Verlag, New York, 1987, S. 10 ff.
- [6] *Boley, B. A., Weiner, J. H.*: Theory of Thermal Stresses, Dover Publications, Inc., Mineola, New York 1997
- [7] *Nowacki, W.*: Thermoelasticity, London 1962
- [8] *Melan, E., Parkus, H.*: Wärmespannungen infolge stationärer Temperaturfelder, Springer Verlag, Wien 1953
- [9] *Timoshenko, S. P., Goodier, J., N.*: Theorie of Elasticity. Third edition, McGraw-Hill Publishing Company, New York, 1987, S. 433 ff.
- [10] *Carmeliet, J.*: Coupling mechanical and physical behaviour of cementitious materials. Tagungsband 10. Bauklimatisches Symposium Dresden 1999, S. 161
- [11] *Bondzio, G., Brandstetter, K., Sulzer, P., Al Bosta, S., Schäfer, K., Rath, J.*: Untersuchung des Einflusses von transparenten Wärmedämmsystemen auf altbauübliche inhomogene Außenwandkonstruktionen. Schlussbericht zum Forschungsvorhaben 0335003P, Institut für Baukonstruktion, Universität Stuttgart, 1993
- [12] *Reinhardt, H.-W.*: Spannungen und Verformungen mehrschichtiger Außenwände zufolge Temperaturänderungen. Betonwerk + Fertigteil-Technik 39(1973), H. 4, S. 265-269
- [13] *Gertis, K.*: Wärmeeigenspannungen in homogenen Außenbauteilen unter instationärer Temperatureinwirkung. Berichte aus der Bauforschung, Heft 87. Berlin: Verlag Ernst & Sohn 1973
- [14] *Kießl, K., Gertis, K.*: Wärmeeigenspannungen in mehrschichtigen Außenbauteilen infolge instationärer Temperatureinwirkung. Die Bautechnik (1980), H. 2, S. 45-53
- [15] *Kießl, K., Gertis, K.*: Wärmeeigenspannungen in zweischaligem Mauerwerk mit Schalenfuge auf Grund instationärer Temperatureinwirkung. Bauphysik 4(1982), H. 3, S. 95 ff.
- [16] *Gertis, K., Kießl, K., Nannen, D., Walk, R.*: Wärmeeigenspannungen in Thermohaut-Systemen. Voruntersuchungen unter idealisierten Randbedingungen. Die Bautechnik (1983), H. 5, S. 155
- [17] *Nannen, D., Gertis, K.*: Thermische Spannungen in Wärmedämmverbundsystemen. Bauphysik 6(1984) H. 4, S. 126

- [18] *Fink, R.*: Eigenspannungen in Zweischichtsystemen. Bauphysik 13(1991) H. 3, S. 85 ff.
- [19] *Möller, U.*: Thermo-hygrische Formänderungen und Eigenspannungen von natürlichen und künstlichen Mauersteinen. Diss., Universität Stuttgart, 1993
- [20] *Brown, J.W., Churchill, R.V.*: Complex Variables and Applications, McGraw Hill, New York, 1996
- [21] *Schubert, P., Wesche, K., Wilmes, K.*: Verformungseigenschaften und Rissicherheit von Mauerwerk aus Naturbimsbetonsteinen. Die Bautechnik 62 (1985), Heft 5, S. 145-155
- [22] *Schubert, P.*: Zur Feuchtedehnung von Mauerwerk. Forschungsbericht des Instituts für Bauforschung, RWTH Aachen, IRB Verlag Stuttgart, 1982
- [23] *Altmann, K., Liersch, W.*: Eigenschaften von Asbestzement bei Wärme- und Feuchteeinwirkung. Bauphysik 2 (1980), Heft 4, S. 129-133
- [24] *Rudtsch, S.*: Instationäre thermische Messverfahren für Baustoffe. Diss., Brandenburgische Technische Universität Cottbus, 1994
- [25] *Klarsfeld, S.*: Guarded hot-plate method for thermal conductivity measurements. In: Compendium of Thermophysical Property Measurement Methods. vol 1. Edited by K.D.Maglić, A.Cezairliyan and V.E.Peletsky, Plenum Press, New York, 1984
- [26] *Rogaß, H., Donath, A., Gutschker, O., Rudtsch, S., Fischer, U.*: Modellierung, Berechnung und Bewertung sowie messtechnische Überprüfung des hygrischen und thermischen Verhaltens von Baustoffen und Bauteilen. Schlussbericht zur Teilaufgabe 2, BMFT-Forschungsvorhaben 0338765C, Lehrstuhl für Angewandte Physik, BTU Cottbus, 1996
- [27] *Sandberg, P.I.*: Thermal Conductivity of Moist Masonry Materials. J. Thermal Insul. and Build. Envs. Volume 18, Jan. 1995, S. 276-288
- [28] *Rudtsch, S.*: Moisture dependence of the thermal conductivity of building materials. 10. Bauklimatisches Symposium Dresden 1999, S. 445 ff.
- [29] *Marquardt, D.W.*: An algorithm for the estimation of non-linear parameters, Soc. Ind. Appl. Math., vol 11 (1963), pp. 431-441
- [30] *Bondzio, G., Brandstetter, K., Sulzer, P.*: Transparent gedämmte Altbauten. Schlussbericht zum BMFT-Forschungsvorhaben 0335003P. Heft 2: Baukonstruktive Probleme der transparent gedämmten Außenwände. Teilbericht des Instituts für Baukonstruktion, Lehrstuhl 1, Universität Stuttgart, 1993
- [31] *prEN ISO 10456*: Wärmeschutz – Baustoffe und –produkte, Verfahren zur Bestimmung der wärmeschutztechnischen Nenn- und Bemessungswerte
- [32] *Grunewald, J.*: The numerical simulation program DIM 3.1 for the investigation of the coupled heat, air, salt and moisture transport in porous building materials. Institut für Bauklimatik, Fakultät für Architektur, TU Dresden
- [33] *Grunewald, J.*: Diffusiver und konvektiver Stoff- und Energietransport in kapillarporösen Baustoffen. Diss., Institut für Bauklimatik, Fakultät für Architektur, TU Dresden, 1997

- [34] *Krus, M.:* Feuchtetransport- und Speicherkoeffizienten poröser mineralischer Baustoffe. Theoretische Grundlagen und neue Messtechniken. Diss., Universität Stuttgart, 1995
- [35] *Krischer, O., Kast, W.:* Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik. Erster Band, Springer Verlag Heidelberg, 1992
- [36] *Künzel, H. M.:* Verfahren zur ein- und zweidimensionalen Berechnung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransports in Bauteilen mit einfachen Kennwerten. Diss., Universität Stuttgart, 1994
- [37] *Weinmann, K. :* Verhalten von Untergründen, Anstrichen, Beschichtungen und Wärmedämm-Verbundsystemen. Physikalische und physikalisch-chemische Zusammenhänge. In: Handbuch Bautenschutz, Band 2, Hrsg. K. Weinmann, Expert Verlag Ehningen, 1992
- [38] *Blanke, W.:* Thermophysikalische Stoffgrößen. Springer Verlag Heidelberg, 1989
- [39] *DIN 1053-2:* Mauerwerk, Teil 2: Mauerwerk nach Eignungsprüfung. Berechnung und Ausführung
- [40] *EN 13009:* Feuchteigenschaften von Baustoffen – Bestimmung des hygrischen Ausdehnungskoeffizienten
- [41] *Edelmann, A. :* Theoretischen Grundlagen über den Feuchtehaushalt von Fassaden und Wänden. In: Handbuch Bautenschutz, Band 2, Hrsg. K. Weinmann, Expert Verlag Ehningen, 1992
- [42] *DIN 1053-1:* Mauerwerk, Teil 1: Berechnung und Ausführung
- [43] *Gross, D., Hauger, W., Schnell, W., Wriggers, P.:* Technische Mechanik, Band 4, Springer Verlag Heidelberg, 1999
- [44] *Kerschberger, A., Platzer, W., Weidlich, B.:* Transparente Wärmedämmung. Bauverlag Wiesbaden und Berlin, 1997
- [45] *StoTherm Solar.* Firmenprospekt der Sto AG, Stühlingen
- [46] *Platzer, W.:* Solare Transmission und Wärmetransportmechanismen bei transparenten Wärmedämmmaterialien. Diss., Albert-Ludwigs-Universität Freiburg, 1988
- [47] *Donath, A., Rogaß, H., Gutschker, O., Maschke, U.:* Testanlage zur Untersuchung der passiven Solarenergienutzung durch Fassadenbauteile, 9. Bauklimatisches Symposium Dresden, 14.-16. September 1994, Band 1, S. 108-117
- [48] *FEM-Programm „Abaqus“.* Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc. , USA, Pawtucket, RI 02860-4878
- [49] *Abaqus/Standard.* User's Manual Vol. I, S. 12.1.2.-3
- [50] *Strangfeld, P.:* Ein Beitrag zur hygrischen Bemessung von Umfassungskonstruktionen. Diss., Hochschule für Bauwesen Cottbus, 1991
- [51] *Häupl, P., Stopp, H.:* Feuchtetransport in Baustoffen und Bauwerksteilen. Dissertation B, TU Dresden 1988

- [52] *Panek, J.*: Einfluß von Volumenänderungen auf den Spannungszustand von Leichtbeton-Bauteilen. *Betonwerk + Fertigteil-Technik* 43(1977), H. 2 , S. 89-91; H. 3, S. 143-146 ff.
- [53] *Rath, J.*: Transparent gedämmte Altbauten. Schlussbericht zum BMFT-Forschungsvorhaben 0335003P. Heft 4: Wärmetechnische Untersuchungen an transparent gedämmten Außenwänden. Teilbericht des Fraunhofer-Instituts für Bauphysik Stuttgart, 1993

Während der Arbeit an dieser Dissertation entstanden folgende Veröffentlichungen:

1. *Rogaß, H., Fischer, U., Rudtsch, S.*: Thermisch-hygrische Untersuchungen an frischem Porenbeton. *Bauphysik*19(1997) S. 150-156
2. *Rogaß, H., Fischer, U., Donath, A.*: Investigations on the behaviour of a transparently insulated hybrid wall. *Proceedings, Passive and Low Energy Architecture*, Lissabon, 1998, S. 389 ff.
3. *Fischer, U., Rogaß, H.*: Investigations on the thermo- and hygromechanical behaviour of a transparently insulated sand-lime-brick wall. 10. Bauklimatisches Symposium Dresden 1999, S 569. ff.
4. *Fischer, U.*: Untersuchungen zum thermo- und hygromechanischen Verhalten transparent gedämmter Wände. Tagungsband, Zehntes Symposium Thermische Solarenergie, Kloster Banz, Staffelstein, 2000, S. 115 ff.
5. *Rogaß, H., Fischer, U.*: Investigations on the drying process of moist building materials by means of heat flux density measurements. *Proc. Non-Destructive Testing in Civil Engineering* 2000, Tokyo, S.181-190
6. *Fischer, U.*: Optimierung von TWD-Speichersystemen unter Beachtung der Bauschadensfreiheit. Schlussbericht zum BMBF-Projekt 0335004 V, LS Angewandte Physik, Brandenburgische Technische Universität Cottbus, 2001